



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Heitor de Medeiros Paes de Andrade

**UM MODELO DE PARÂMETROS CONCENTRADOS PARA ANÁLISE DO PERFIL
TÉRMICO TRANSIENTE DE UMA ELETROBOMBA**

Florianópolis
2019

Heitor de Medeiros Paes de Andrade

**UM MODELO DE PARÂMETROS CONCENTRADOS PARA ANÁLISE DO PERFIL
TÉRMICO TRANSIENTE DE UMA ELETROBOMBA**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. César José Deschamps, Ph.D.

Coorientador: Eng. Victor Henrique Pereira da Rosa, Ph.D.

Florianópolis

2019

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Andrade, Heitor de Medeiros Paes de
Um modelo de parâmetros concentrados para análise do
perfil térmico transiente de uma eletrobomba / Heitor de
Medeiros Paes de Andrade ; orientador, César José
Deschamps, coorientador, Victor Henrique Pereira da Rosa,
2019.
165 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa
Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2019.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Gerenciamento térmico. 3.
Motor elétrico. 4. Eletrobomba. I. Deschamps, César José.
II. Rosa, Victor Henrique Pereira da. III. Universidade
Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica. IV. Título.

Heitor de Medeiros Paes de Andrade

**UM MODELO DE PARÂMETROS CONCENTRADOS PARA ANÁLISE DO PERFIL
TÉRMICO TRANSIENTE DE UMA ELETROBOMBA**

O presente trabalho em nível de mestrado foi avaliado e aprovado por banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. César José Deschamps, Ph.D.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Mauricio Valencia Ferreira da Luz, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Vicente de Paulo Nicolau, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Certificamos que esta é a **versão original e final** do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Prof. Jonny Carlos da Silva, Dr. Eng.
Coordenador do Programa

Prof. César José Deschamps, Ph.D.
Orientador

Eng. Victor Henrique Pereira da Rosa, Ph.D.
Coorientador

Florianópolis, 9 de dezembro de 2019

Dedico este trabalho a meus
pais, Emarise e Manoel,
e à minha avó, Anita,
por todo o amor e carinho.

AGRADECIMENTOS

A meus pais, Emarise e Manoel, pelo apoio incondicional, pelo incentivo constante e por serem meus maiores exemplos.

Ao professor César J. Deschamps, pelo aprendizado, confiança, orientação e dedicação oferecidos, fatores que foram fundamentais no desenvolvimento deste trabalho.

A Victor H. P. da Rosa, pelo acompanhamento, pela atenção dedicada e pelas inúmeras sugestões que se tornaram importantes contribuições para esta dissertação.

Aos membros da banca examinadora, pela disposição em avaliar este trabalho.

A Fernando A. Ribas Jr., pela oportunidade e pelo suporte ao longo do desenvolvimento deste trabalho.

Aos membros da equipe de projeto Jacson G. Vargas, Marcelo Invitti, professor Mauricio V. F. da Luz e Victor H. P. da Rosa, pelas trocas de conhecimento, contribuições e reuniões construtivas durante este ano de pesquisa.

A Júlia C. Bastian, pelo amor, pelo encorajamento, pelo apoio e por estar ao meu lado em todos os momentos desta caminhada.

A Domicio M. Lopes, amigo e colega de graduação e mestrado, pelas experiências compartilhadas e apoio e companheirismo no dia-a-dia.

Aos amigos e colegas de pós-graduação, pelas horas de estudo durante as disciplinas e pelas conversas que contribuíram com a construção deste trabalho.

Ao POLO e sua equipe de colaboradores, pelo auxílio sempre que necessário e pela estrutura e ambiente oferecidos para o desenvolvimento desta pesquisa.

A Eduardo Ludgero, Fabiano Vambommel, Rafael Quint e demais membros do POLO que tenham participado do desenvolvimento da bancada experimental deste trabalho, pela contribuição fundamental nesta etapa.

Ao corpo docente do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, pelos conhecimentos transmitidos.

À CAPES, à Embrapii e à Whirlpool, pelo suporte financeiro a esta pesquisa.

A todos que, de alguma maneira, contribuíram com motivação e aprendizado ao longo desta importante fase da minha vida.

“All the world is a laboratory to the enquiring mind”

Dr. Martin H. Fischer

RESUMO

A predição da distribuição de temperatura está se tornando cada vez mais importante durante a etapa de projeto de motores elétricos. O superaquecimento das partes internas de motores elétricos não apenas afeta seu rendimento, como também representa um fator crítico para a sua confiabilidade, causando eventualmente falha prematura. Nesse sentido, o desenvolvimento de ferramentas capazes de prever o perfil térmico de motores elétricos sem acarretar em altos custos é de grande valor. O presente trabalho apresenta o desenvolvimento de um modelo térmico de parâmetros concentrados para determinar a distribuição de temperatura de uma eletrobomba de lavadoras de roupas ao longo do período do seu funcionamento. O modelo foi desenvolvido na linguagem Modelica e leva em consideração os principais modos de transferência de calor na eletrobomba, como condução, convecção e radiação, os quais foram modelados através da definição de resistências térmicas. Os fenômenos de troca convectiva e radiativa de calor com o ambiente e a troca de calor por convecção com a água circulante foram estimados com o emprego de correlações disponíveis na literatura. As fontes de calor da eletrobomba, oriundas de perdas do motor elétrico, foram incluídas nos enrolamentos do motor e nas chapas de aço do estator. Em paralelo, um modelo de parâmetros distribuídos foi utilizado para auxiliar o desenvolvimento do modelo de parâmetros concentrados. A validação do modelo de parâmetros concentrados foi realizada a partir da comparação com dados experimentais de temperatura obtidos em uma bancada construída para esse fim. O modelo validado foi utilizado para análises de sensibilidade das temperaturas da eletrobomba em relação a diversos parâmetros e condições de operação da eletrobomba.

Palavras-chave: Eletrobomba, gerenciamento térmico, modelo térmico, linguagem Modelica.

ABSTRACT

The prediction of temperature distribution in electric motors has become a very important factor during the design of these machines. Overheating of internal parts of electric motors not only affects its performance, but it is also a critical factor for reliability that can cause its early failure. Hence, the development of numerical tools of low-computational cost to predict the thermal profile of electric motors is quite valuable. This work presents the development of a lumped parameter thermal model to determine the temperature distribution of an electropump used for the operation of washing machines. The model was developed using the Modelica language, taking into account the effects of the main heat transfer mechanisms inside the electropump, such as conduction, convection and radiation, which were modeled via thermal resistances. The convective and radiative heat transfer taking place in the electropump were evaluated through correlations for heat transfer coefficients available in the literature. The heat sources in the electropump brought about by the electric motor losses are introduced in the stator windings and steel laminations. A distributed parameter model was used to assist the development of lumped parameter model. The model validation was performed through comparisons between predictions and experimental data obtained in a test bench. The validated model was then used to assess the effect of design parameters and operating conditions on the electropump thermal profile.

Keywords: Electropump, thermal management, thermal model, Modelica language.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Exemplos de lavadoras de (a) abertura frontal e (b) abertura superior. Fonte: Whirlpool (2019).	32
Figura 1.2 – Componentes de uma lavadora de roupas <i>top load</i> . Adaptado de KHEMANI (2019).	33
Figura 3.1 – Geometria da eletrobomba (a) completa e (b) em corte.....	56
Figura 3.2 – Vista explodida dos principais componentes da eletrobomba: (1) Enrolamentos da bobina, (2) Plástico BMC, (3) Termoprotetor, (4) Carretel, (5) Chapas de aço, (6-9) Conjunto de componentes do rotor, (10-12) Partes da carcaça, (13) Voluta, (14) Plugue elétrico e (15) Conectores.	56
Figura 3.3 – Componentes da eletrobomba considerados no modelo de parâmetros concentrados.	58
Figura 3.4 – Componentes 1 a 5 da eletrobomba: enrolamentos da bobina, plástico BMC, termoprotetor, carretel e chapas de aço.	58
Figura 3.5 – Componentes 6 a 9 da eletrobomba: núcleo de ferrite, plástico sobreinjetado, eixo e rotor hidráulico.	59
Figura 3.6 – Componentes 10, 11 e 12: carcaça frontal, central e traseira.....	60
Figura 3.7 – (a) Componente 13: voluta e (b) componentes 14 e 15: plugue elétrico e conectores elétricos.....	60
Figura 3.8 – Representação de interação entre componentes em circuito térmico equivalente. Adaptado de VOIGDLENER (2004).	63
Figura 3.9 – Esquema do circuito térmico equivalente representativo da eletrobomba.....	65
Figura 3.10 – Única face das chapas de aço que fica exposta ao ambiente externo.....	75
Figura 3.11 – Relação entre a geração de calor nas chapas de aço e a corrente. Símbolos, valores calculados pelo ANSYS Maxwell; linha tracejada, ajuste polinomial utilizado neste trabalho.	85
Figura 3.12 – Visão geral do modelo de parâmetros concentrados em linguagem Modelica. .	87
Figura 3.13 – Modelo completo da eletrobomba acoplado às fontes de geração de calor.	87
Figura 3.14 – Malha utilizada para as simulações no modelo de parâmetros distribuídos.	90
Figura 3.15 – Áreas da geometria consideradas nos efeitos de convecção e radiação.....	92

Figura 4.1 – Bancada experimental construída.	96
Figura 4.2 – Esquema dos principais componentes da bancada experimental.....	96
Figura 4.3 – Localização dos principais termopares colocados na eletrobomba.....	98
Figura 4.4 – Curva de calibração do sensor de pressão SPI17. Símbolos, medições com o transdutor de pressão; linha tracejada, curva de ajuste.....	100
Figura 5.1 – Comparação entre resultados de temperatura dos enrolamentos da.....	107
Figura 5.2 – Comparação entre resultados de temperatura do (a) plástico BMC e (b) termoprotetor dos modelos.	108
Figura 5.3 – Comparação entre resultados de temperatura do carretel e das chapas de aço dos modelos. Linha cheia, parâmetros distribuídos; linha tracejada, parâmetros concentrados...	109
Figura 5.4 – Comparação entre resultados de temperatura da carcaça central, frontal e traseira dos modelos. Linhas cheias, parâmetros distribuídos; linhas tracejadas, parâmetros concentrados.	110
Figura 5.5 – Distribuição de temperaturas na carcaça central no modelo de parâmetros distribuídos aos 1500 segundos.	110
Figura 5.6 – Comparação entre resultados de temperatura do núcleo de ferrite, do eixo e do rotor hidráulico dos modelos. Linhas cheias, parâmetros distribuídos; linhas tracejadas, parâmetros concentrados.	111
Figura 5.7 – Comparação numérico-experimental da temperatura dos enrolamentos da bobina.	115
Figura 5.8 – Comparação numérico-experimental da temperatura das chapas de aço.....	117
Figura 5.9 – Comparação numérico-experimental da temperatura do termoprotetor.	119
Figura 5.10 – Comparação numérico-experimental da temperatura do plástico BMC.....	120
Figura 5.11 – Estratificação de temperatura formada ao longo do plástico BMC.	121
Figura 5.12 – Comparação numérico-experimental com a média dos resultados experimentais do BMC	122
Figura 5.13 – Orientação das chapas de aço em relação ao sistema de coordenadas.....	124
Figura 5.14 – Temperatura (a) das chapas de aço e (b) dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo com condutividade térmica isotrópica e ortotrópica das chapas de aço.....	125
Figura 5.15 – Temperatura das chapas de aço no modelo de parâmetros distribuídos com condutividade térmica (a) isotrópica e (b) ortotrópica	126
Figura 5.16 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo com diferentes fatores de preenchimento.....	127

Figura 5.17 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo com diferentes condutividades térmicas do plástico BMC.	129
Figura 5.18 – Temperatura do plástico BMC ao longo do tempo com suas diferentes condutividades térmicas.	129
Figura 5.19 – Taxa de geração de calor nos enrolamentos para diferentes condutividades térmicas do plástico BMC.	130
Figura 5.20 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo com diferentes condutividades térmicas do polipropileno.	131
Figura 5.21 – Temperatura (a) do carretel e (b) da carcaça central ao longo do tempo com diferentes condutividades térmicas do polipropileno.	131
Figura 5.22 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo para diferentes coeficientes de transferência de calor por convecção para a água fria (20 °C).....	132
Figura 5.23 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo para diferentes coeficientes de transferência de calor por convecção para a água quente (60°C).	134
Figura 5.24 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo para diferentes temperaturas da água.	134
Figura 5.25 – Temperatura da carcaça frontal ao longo do tempo para diferentes temperaturas da água.....	135
Figura 5.26 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo para diferentes correntes elétricas.	136
Figura 5.27 – (a) Taxa de geração de calor por efeito Joule e (b) resistência dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo para diferentes correntes.	137
Figura 5.28 – Temperatura dos componentes da eletrobomba ao longo do tempo na condição nominal de operação.....	139
Figura 5.29 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo na condição nominal de operação.	140
Figura 5.30 – Temperatura dos componentes da eletrobomba ao longo do tempo em operação contínua.	141
Figura 5.31 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo em operação contínua.	142
Figura 5.32 – Temperatura dos enrolamentos ao longo do tempo em ciclagem.	143

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Propriedades térmicas dos materiais utilizados.	57
Tabela 3.2 – Relação de componentes da eletrobomba e materiais associados.	57
Tabela 3.3 - Relação entre grandezas elétricas e térmicas da analogia entre difusão de carga elétrica e calor.	68
Tabela 3.4 – Componentes envolvidos nas resistências de interface.	71
Tabela 3.5 – Valores das resistências térmicas nas interfaces.	71
Tabela 3.6 – Constantes para a correlação de Yovanovich (1987) para transferência de calor por convecção natural laminar de corpos imersos.	74
Tabela 3.7 – Correlações e parâmetros geométricos utilizados nas resistências térmicas de convecção natural com o ar ambiente.	76
Tabela 4.1 – Matriz de testes experimentais.	103
Tabela 4.2 – Frequência de medição da resistência dos enrolamentos nos testes experimentais.	103
Tabela 5.1 – Resumo dos desvios médios e máximos ao longo do tempo da comparação entre o modelo de parâmetros concentrados e o modelo de parâmetros distribuídos.	112
Tabela 5.2 – Medições de corrente da bancada experimental utilizadas.	113
Tabela 5.3 – Resumo das condições dos testes de longa duração.	114
Tabela 5.4 – Temperaturas dos enrolamentos da bobina na comparação numérico-experimental no instante da primeira medição de resistência.	116
Tabela 5.5 – Desvios médios obtidos entre resultados numéricos e experimentais para as chapas de aço.	118
Tabela 5.6 – Desvios médios obtidos entre resultados numéricos e a média dos resultados experimentais do plástico BMC.	123
Tabela 5.7 – Condição de referência utilizada para análises de sensibilidade com o modelo de parâmetros concentrados.	123

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AEF	Análise de Elementos Finitos
APDL	<i>ANSYS Parametric Design Language</i>
BMC	<i>Bulk Moulding Compound</i>
CAD	<i>Computer Aided Design</i>
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
CPVC	Policloreto de vinila clorado
IBGE	Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística
IEA	<i>International Energy Agency</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos
MVF	Método dos Volumes Finitos
NEMA	<i>National Electrical Manufacturers Association</i>
PID	Controlador Proporcional Integral Derivativo
TEFC	<i>Totally Enclosed Fan Cooled</i>

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área	m^2
C_e	Capacitância elétrica	F
C_t	Capacidade térmica	J/K
c	Calor específico	J/kg. K
F_{pr}	Fator de preenchimento	–
G_e	Condutância elétrica	S
Gr	Número de Grashof	–
G_t	Condutância térmica	W/K
G_t''	Condutância térmica por unidade de área	W/m ² . K
g	Aceleração da gravidade	m/s ²
h	Coefficiente de transferência de calor	W/m ² . K
I	Corrente elétrica	A
J	Densidade de corrente elétrica	A/m ²
k	Condutividade térmica	W/m. K
L	Comprimento	m
\mathcal{L}	Comprimento característico das correlações de Yovanovich (1987)	m
Nu	Número de Nusselt	–
Pr	Número de Prandtl	–
Q	Transferência de energia	J
\dot{Q}	Taxa de geração de calor	W
q	Taxa de transferência de calor	W
q''	Fluxo de calor	W/m ²
q'''	Taxa de geração de calor por unidade de volume	W/m ³
R	Resistência elétrica	Ω
Ra	Número de Rayleigh	–
R_t	Resistência térmica	K/W
r	Raio	m
T	Temperatura	K
Ta	Número de Taylor	–
t	Tempo	s
V	Tensão elétrica	V
\forall	Volume	m ³

Letras gregas

α	Difusividade térmica	m^2/s
α_e	Coefficiente de temperatura	K^{-1}
β	Coefficiente de expansão volumétrica térmica	K^{-1}
δ	Folga do entreferro	m
ε	Emissividade	—
ρ	Densidade/massa específica	kg/m^3
ρ_e	Resistividade elétrica	Ω/m
ρ_t	Resistividade térmica	$\text{m} \cdot \text{K}/\text{W}$
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	$\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}^4$
σ_e	Condutividade elétrica	S/m
ν	Viscosidade cinemática	m^2/s

Subscritos

0	Referência, inicial
<i>aço</i>	Chapas de aço
<i>água</i>	Condições na água
<i>alu</i>	Alumínio
<i>amb</i>	Condições no ambiente
<i>ar</i>	Ar atmosférico
<i>BMC</i>	BMC
<i>cond</i>	Condução
<i>cont</i>	Contato
<i>conv</i>	Convecção
<i>cr</i>	Crítico
<i>e</i>	Elétrico
<i>eq</i>	Equivalente
<i>f</i>	Condições no fluido
<i>i</i>	Interno
<i>int</i>	Interface
<i>iso</i>	Isolante
<i>Joule</i>	Joule
<i>m</i>	Médio
<i>PP</i>	Polipropileno
<i>rad</i>	Radiação
<i>s</i>	Condições na superfície
<i>t</i>	Térmico
<i>viz</i>	Condições na vizinhança
∞	Condições no meio infinito

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	29
1.1	LAVADORAS DE ROUPAS.....	30
1.2	MOTORES ELÉTRICOS.....	33
1.3	ELETROBOMBA	36
1.4	OBJETIVO GERAL.....	37
1.4.1	Objetivos específicos	37
1.5	ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO.....	37
2	REVISÃO DA LITERATURA.....	39
2.1	GERENCIAMENTO TÉRMICO DE MOTORES ELÉTRICOS	40
2.2	MODELAGEM NUMÉRICA POR PARÂMETROS DISTRIBUÍDOS.....	44
2.3	MODELAGEM NUMÉRICA POR PARÂMETROS CONCENTRADOS	45
2.4	MODELAGEM EM LINGUAGEM MODELICA	51
2.5	SÍNTESE E CONTRIBUIÇÕES DO PRESENTE TRABALHO.....	53
3	MODELAGEM NUMÉRICA	55
3.1	GEOMETRIA DA ELETROBOMBA	55
3.2	HIPÓTESES SIMPLIFICATIVAS	60
3.3	MODELAGEM POR PARÂMETROS CONCENTRADOS	61
3.3.1	Analogia com circuitos elétricos	65
3.3.2	Resistências térmicas nas interfaces entre componentes	68
3.3.3	Resistências térmicas de convecção com o ar ambiente	72
3.3.4	Resistência térmica de radiação com o ambiente	77
3.3.5	Resistência térmica de convecção com a passagem de água	79
3.3.6	Resistência térmica no entreferro	79
3.3.7	Fontes de geração de calor (perdas elétricas).....	82
3.3.8	Linguagem Modelica	85

3.4	MODELAGEM POR PARÂMETROS DISTRIBUÍDOS.....	87
4	BANCADA EXPERIMENTAL.....	95
4.1	COMPONENTES DA BANCADA	95
4.2	INSTRUMENTAÇÃO	97
4.3	PROCEDIMENTO DE MEDIÇÃO	102
5	RESULTADOS	105
5.1	VALIDAÇÃO PRELIMINAR DO MODELO	105
5.2	VALIDAÇÃO EXPERIMENTAL DO MODELO	112
5.2.1	Enrolamentos da bobina	114
5.2.2	Chapas de aço.....	116
5.2.3	Termoprotetor.....	118
5.2.4	Plástico BMC.....	120
5.3	ANÁLISES DE SENSIBILIDADE DOS MODELOS	123
5.3.1	Condutividade térmica das chapas de aço	124
5.3.2	Condutividade térmica dos enrolamentos da bobina.....	126
5.3.3	Propriedades térmicas dos materiais plásticos	128
5.3.4	Transferência de calor por convecção pela passagem de água.....	131
5.3.5	Corrente elétrica na eletrobomba	135
5.4	ANÁLISE DE DIFERENTES CONDIÇÕES DE OPERAÇÃO	138
5.4.1	Perfil térmico da eletrobomba na condição nominal de operação	138
5.4.2	Perfil térmico da eletrobomba levada ao regime permanente.....	141
5.4.3	Perfil térmico da eletrobomba submetida à ciclagem	143
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	145
6.1	CONCLUSÕES	145
6.2	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS	147
	REFERÊNCIAS.....	149

APÊNDICE A – Código APDL para cálculo de temperaturas ponderadas pelo volume no ANSYS 153

APÊNDICE B – Resultados da validação do modelo de parâmetros concentrados com dados experimentais dos testes curtos..... 155

1 INTRODUÇÃO

O consumo de energia elétrica é um tema de grande importância nos dias atuais em função da preocupação crescente com questões ambientais. Dentre os diversos setores com consumo significativo de energia elétrica, as aplicações domésticas vêm se destacando pelo ritmo acelerado com que seu consumo de energia vem crescendo em todo o mundo. Lane (2019) estima que as aplicações domésticas foram responsáveis por 15% de toda a demanda global de energia elétrica em 2018, com aumento de consumo absoluto de 3% a cada ano desde 2010.

Apesar das diversas políticas e regulamentações de eficiência energética que visam reduzir o aumento deste consumo, a maior facilidade de acesso de diferentes estratos sociais da população a eletrodomésticos mantém esse crescimento do consumo de energia. Hoje, equipamentos que há pouco tempo eram artigos de luxo, como, por exemplo, lavadoras de louças, secadoras e aquecedores elétricos, estão cada vez mais presentes nos lares e causam um impacto direto no consumo de energia elétrica das residências.

Pode-se definir, de forma geral, aparelhos eletrodomésticos como equipamentos destinados a facilitar tarefas do dia-a-dia na manutenção de um lar. Sua utilização permite realizar os afazeres domésticos com menos esforço, menos tempo e maior comodidade. Entre esses aparelhos, denominam-se como eletrodomésticos de linha branca aqueles de maior porte e que são destinados às necessidades básicas das famílias, como lavadoras de roupas, refrigeradores, fogões, fornos micro-ondas e aparelhos de condicionamento de ar.

A linha branca compreende equipamentos essenciais em muitos lares nos dias de hoje, de modo a engendrar um mercado de varejo muito significativo em nível mundial. Os produtos de linha branca são os objetos principais de estudo dos fabricantes do setor de eletrodomésticos, buscando desenvolver máquinas mais eficientes e de menor impacto ambiental. Outros atributos de suma importância na disputa de mercado são design moderno, performance, qualidade técnica, praticidade, segurança, preço e confiabilidade. A confiabilidade, em particular, é um requisito mandatório e fortemente influenciado pelo projeto de engenharia utilizado no desenvolvimento desses produtos.

A confiabilidade de eletrodomésticos de linha branca é um fator muito relevante, uma vez que o consumidor espera contar com esses equipamentos por muitos anos. Por exemplo, Cravioto *et al.* (2017) mostram que a vida útil de lavadoras de roupas é de 10 a 12 anos em países desenvolvidos, número que pode tornar-se ainda maior dependendo da frequência com que o equipamento é utilizado. Garcilaso *et al.* (2007) desenvolveram uma análise tomando

como base uma lavadora cuja vida útil é de 5000 ciclos de lavação. Tomando como referência o valor base de que, em média, uma máquina dessas executa 392 ciclos de lavação por ano nos Estados Unidos (BOLE, 2006), os cinco milhares de ciclos se traduzem em uma vida útil esperada de 13 anos. Esses números indicam que, além destas máquinas serem capazes de executar suas funções continuamente, seus componentes devem operar em milhares de ciclos ao longo dos anos de operação. Por esses motivos, os eletrodomésticos devem ter durabilidade compatível com seu ciclo de vida e atender às expectativas do consumidor.

1.1 LAVADORAS DE ROUPAS

Dentre os eletrodomésticos mais populares, a lavadora de roupas se destaca pela importância de sua função de remover sujeira de tecidos, usando uma combinação de processos químico e mecânico. A praticidade que essa máquina proporciona está no fato de que é capaz de provocar agitação mecânica das roupas de forma automática. Esta agitação causa fricção e aumenta a velocidade de passagem da água com detergente através das fibras, facilitando assim a formação de emulsões e dispersões (AGUIAR, 2004).

Antes do surgimento de máquinas de lavar roupas automáticas, a tarefa de limpeza do vestuário de uma família era uma função árdua, pois o processo necessitava não só de esforço físico para movimentar as peças de roupa na execução da lavação em si, como também era composto pelas etapas de recolher e transportar grandes quantidades de água para o local de lavação (SHEHAN e MORAS, 2006). O início do desenvolvimento de equipamentos para descomplicar esse trabalho se deu com o depósito, em 1805, da primeira patente norte-americana de uma máquina de lavar (SHEHAN e MORAS, 2006). O desenvolvimento das lavadoras ocorreu através de diferentes concepções no século XIX, ainda bastante distante das máquinas automáticas atuais. Somente no começo do século XX, com o desenvolvimento de motores elétricos de pequeno porte, é que surgiram modelos elétricos de lavadoras de roupas destinadas a uso doméstico (SHEHAN e MORAS, 2006).

Com o desenvolvimento de novas tecnologias, tais como o emprego de detergente, as lavadoras seguiram evoluindo até se tornarem completamente automáticas, permitindo as operações de enchimento e drenagem de água, agitação das roupas e água, bem como de centrifugação para remover o excesso de água ao final da lavação. A evolução da tecnologia resultou em equipamentos menores e mais baratos. Além disso, a distribuição de energia

elétrica para cada vez mais lares resultou em um número cada vez maior de aquisições de lavadoras domésticas, em detrimento da utilização de lavanderias comerciais.

Barthel *et al.* (2013) estimam que haja atualmente cerca de 840 milhões de lavadoras de roupas domésticas distribuídas pelo mundo e que em 2030 esse número será de mais de 1,4 bilhão de unidades, mostrando que se trata de um mercado ainda em evolução. Algo similar pode ser percebido em nível nacional através da análise dos dados do Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística (IBGE, 2016). Esses dados indicam que o uso de lavadoras de roupas nos domicílios brasileiros subiu consideravelmente desde 2005, quando estavam em 35,6% dos domicílios, alcançando 61,1% dos lares em 2015. Dados mais recentes do IBGE (2018) corroboram esse aumento contínuo, indicando que esse percentual da presença de lavadoras de roupa subiu para 63,7% em 2016 e para 64,3% em 2017.

A grande difusão de lavadoras de roupa no mundo resulta em um impacto significativo em termos ambientais, uma vez que são equipamentos que consomem não só energia elétrica como também água, além de contribuírem com emissões de gases de efeito estufa. O consumo de energia elétrica depende fortemente dos hábitos do usuário (quantidade de ciclos de lavagem por ano, temperatura da água), de modo que é perceptível a popularização de diversas recomendações a serem seguidas para tornar o processo de lavagem de roupas mais eficiente do ponto de vista energético. Particularmente no caso das lavadoras, há uma diferença significativa no consumo de energia entre ciclos de lavagem que utilizam água fria e ciclos que utilizam água quente. O aquecimento de água é uma das funções que mais demandam energia elétrica em aplicações domésticas e, de acordo com dados da IEA (2018), representa cerca de 17% do consumo energético total no setor residencial.

De maneira geral, as lavadoras automáticas domésticas são classificadas de acordo com a característica da abertura da tampa e do carregamento de roupas. Assim existem máquinas de abertura frontal (*front load*), com eixo horizontal, e máquinas de abertura superior (*top load*), com o eixo na vertical, como representadas na Figura 1.1. O funcionamento desses dois tipos de máquinas varia um pouco, pois pás são usadas para elevar e tombar as roupas na solução de lavagem em máquinas de abertura frontal, ao passo que um agitador é empregado para a agitação das roupas nas máquinas de abertura superior. Uma diferença importante é que apenas o fundo do cesto é enchido de água nas lavadoras de abertura frontal, com a quantidade de água consumida por ciclo nesta configuração sendo cerca da metade da água utilizada por máquinas de abertura superior (BARTHEL *et al.*, 2013).



Figura 1.1 – Exemplos de lavadoras de (a) abertura frontal e (b) abertura superior. Fonte: Whirlpool (2019).

De forma geral, um ciclo de lavagem completo é composto pelas etapas de lavagem, enxágue e centrifugação. Na lavagem, a máquina é enchida de água, produtos de limpeza (sabão, amaciante) são adicionados, as roupas são agitadas continuamente para o processo de limpeza, e o excedente da emulsão formada por água, sabão e espuma é drenado ao final da operação. No enxágue, água fresca é carregada no interior da lavadora, e alternam-se períodos de agitação e de mais admissão de água, a fim de remover a água ensaboada do interior das roupas. Já na centrifugação, as roupas são agitadas a velocidades de rotação muito mais elevadas, com o objetivo de remover o máximo possível de água das roupas por ação de forças centrífugas.

As lavadoras domésticas modernas oferecem uma grande variedade de ciclos de lavagem, que podem variar a duração, a intensidade, a ordem e a quantidade de etapas, de acordo com a quantidade de roupas e o tipo de tecido que se deseja limpar. Outra variável que pode ser controlada é a temperatura da água utilizada no ciclo.

Independentemente da forma construtiva ou do ciclo de lavagem utilizado, alguns componentes específicos são essenciais em toda máquina de lavar roupas. Primeiramente, o cesto, ou tambor, é o reservatório onde as roupas são colocadas e onde transcorre a lavagem em si. Em seu interior, há um elemento agitador, cuja configuração depende da orientação da máquina, que é a peça que realiza ação mecânica sobre as roupas e a água. Para realizar o movimento rotatório desse agitador, as lavadoras de roupas empregam um motor elétrico dedicado. As máquinas também possuem bombas hidráulicas para abastecer e esvaziar o cesto com água. Juntamente com o circuito hidráulico de abastecimento e algumas válvulas, essas

bombas hidráulicas movimentam a água para dentro ou para fora da lavadora de roupas, sendo assim essenciais para o funcionamento da máquina. Usualmente, uma máquina de lavar possui duas bombas, sendo uma para enchimento e outra para drenagem da água. Em alguns casos, pode haver ainda uma terceira bomba para realizar a recirculação de água. Alguns dos componentes supracitados são representados na Figura 1.2.

As bombas hidráulicas são equipamentos que transferem energia mecânica, normalmente por um mecanismo rotativo ou alternativo, para um fluido de trabalho que tem a sua velocidade e pressão aumentadas (LINSINGEN, 2013). O acionamento dessas bombas pode ser desde realizado através de trabalho manual ou por motores e turbinas. Dentre os equipamentos empregados para acionamento, os motores elétricos predominam na imensa maioria das bombas hidráulicas atualmente no mercado, em diversas aplicações domésticas e industriais.

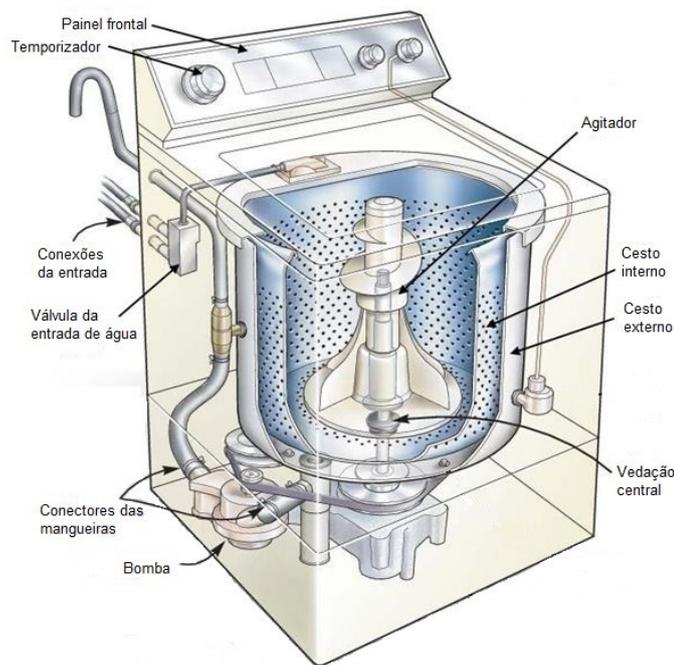


Figura 1.2 – Componentes de uma lavadora de roupas *top load*. Adaptado de KHEMANI (2019).

1.2 MOTORES ELÉTRICOS

Um motor elétrico é essencialmente um equipamento que é alimentado por energia elétrica e, através de interações magnéticas entre seus componentes, fornece energia mecânica na ponta de seu eixo. Motores elétricos são amplamente utilizados porque unem uma série de

atributos positivos - construção simples e robusta, baixo custo, alto rendimento, versatilidade para adaptação a diversas demandas - às vantagens próprias do uso de energia elétrica, como facilidade de transporte por longas distâncias, disponibilidade e baixo custo, além de se tratar de uma forma de energia passível de geração por fontes renováveis.

Dados da *International Energy Agency* (IEA, 2011) indicam que os sistemas acionados por motores elétricos são responsáveis por 43 a 46% de todo o consumo de energia elétrica do mundo, englobando setores industriais, domésticos, comerciais, de transporte e agricultura, reforçando a importância desses equipamentos nas mais diversas aplicações. Do total de energia consumida por esses motores, cerca de 9% é utilizada por motores de pequeno porte, com potência nominal de até 0,75 kW. Esses motores pequenos costumam ser monofásicos, alimentados na tensão fornecida pela rede elétrica, e utilizados em eletrodomésticos, bombas e ventiladores pequenos. Além disso, motores pequenos são fabricados em larga escala, de modo que, em número de unidades, correspondem a 90% do total de motores elétricos em operação no mundo (IEA, 2011).

Os motores elétricos são máquinas de fácil manutenção e reposição, pois possuem componentes padronizados, tendo também grande flexibilidade para se adaptarem aos mais diversos tipos de carga (NOVAIS *et al.*, 2014), com grande confiabilidade e durabilidade. Por serem vitais para o funcionamento contínuo de equipamentos, deve-se evitar submeter motores elétricos a condições de operação que possam levar à sua falha antes do esperado.

Um motor que passe por rigorosos processos de projeto, fabricação, instalação, operação, e cuja manutenção seja feita de maneira adequada, é capaz de funcionar conforme o planejado ao longo de muitos anos (BONNETT e SOUKUP, 1992). No entanto, cada um desses elementos varia de acordo com os fabricantes e usuários envolvidos, e assim existe a possibilidade de um motor elétrico falhar de maneira prematura. Bonnett e Soukup (1992) classificam as falhas de motores elétricos em quatro categorias: térmicas, elétricas, mecânicas e ambientais. Dentre estas categorias, as térmicas nem sempre foram o foco do projeto de fabricantes, o qual geralmente especifica detalhes das partes elétricas e mecânicas. Historicamente, o gerenciamento térmico de máquinas elétricas era baseado em conhecimento tácito e dimensionamento baseado em poucos parâmetros. Isso implicava no uso de grandes fatores de segurança e, assim, no superdimensionamento dos motores ou de seus sistemas de resfriamento (YANG *et al.*, 2016). No entanto, conforme as máquinas elétricas foram se modernizando, o problema térmico foi crescendo em importância com a competição de mercado e os projetos atuais buscam redução de custos com a redução do uso de materiais. O

resultado disso é que os motores elétricos modernos são muito mais compactos e leves, mas bastante densos em termos de geração de energia. Em função disso, o gerenciamento térmico é uma tarefa cada vez mais desafiadora e de maior importância no projeto de motores elétricos.

De modo geral, a temperatura é considerada um dos principais fatores no desempenho e funcionamento de qualquer máquina elétrica girante pelo fato de alterar as propriedades mecânicas e elétricas dos materiais, do isolamento da bobina, e a lubrificação de mancais (CEZÁRIO, 2007). Além da oxidação do material isolante dos fios de cobre ou alumínio, Xheladini *et al.* (2017) apontam que outras consequências das altas temperaturas são a desmagnetização de ímãs permanentes, a mudança de propriedades de óleos lubrificantes e a dilatação mecânica. Esses dois últimos aspectos costumam causar falhas nos rolamentos de motores. Além disso, estatisticamente as falhas nos enrolamentos da bobina e nos rolamentos mecânicos correspondem a cerca de 80% das falhas de máquinas elétricas (XHELADINI *et al.*, 2017). Portanto, a operação de um motor elétrico em temperaturas superiores às previstas no projeto é bastante prejudicial.

As falhas térmicas são classificadas como falhas devido ao envelhecimento, à sobrecarga ou à ciclagem (BONNETT e SOUKUP, 1992). As falhas por envelhecimento dizem respeito ao sistema isolante presente nos enrolamentos, que formam um dos componentes-chave em termos de vida útil de máquinas elétricas. O material isolante, geralmente um verniz, é depositado ao redor dos fios de cobre ou alumínio e é imprescindível para que não haja curto-circuito quando esses fios são colocados em contato. É este material que define a classe térmica de um motor elétrico. Além disso, os enrolamentos possuem uma temperatura limite acima da qual são repentinamente destruídos, o que justifica a inserção de um sistema de isolamento térmico para preservar sua vida útil. Por sua vez, a integridade do isolamento é afetada por muitos fatores, como vibrações, umidade e ambientes corrosivos, mas o mais significativo é a temperatura. A exposição dos enrolamentos a temperaturas acima previsto em projeto leva ao envelhecimento gradual do isolante, que perde a sua capacidade de isolar à medida que se resseca, até ser incapaz de suportar a tensão elétrica e causar um curto-circuito. Como regra geral, tem-se que para cada 10°C de elevação de temperatura acima do limite nominal para o isolante, a sua vida útil é diminuída pela metade e, conseqüentemente, a do motor elétrico também.

As falhas por sobrecarga ou ciclagem estão relacionadas a condições de operação que são danosas, do ponto de vista térmico, para o motor. Por exemplo, oscilações na tensão de alimentação que excedam $\pm 10\%$ do valor nominal, conforme regulado pela *National Electric*

Manufacturers Association (NEMA), reduzem a longevidade de motores, especialmente considerando as carcaças compactas dos motores modernos. Outro aspecto é a imposição de uma carga muito maior do que a nominal de projeto, aumentando a potência consumida pelo motor, gerando mais calor, ou até mesmo levando ao seu travamento. Outra situação prejudicial é a utilização do motor em um ambiente com temperatura acima de 40°C indicada como temperatura máxima pela NEMA. A obstrução do escoamento de ar através ou no entorno do motor também pode ser um problema, uma vez que a ventilação é um dos principais mecanismos de dissipação do calor gerado internamente pelo motor. Por fim, a ciclagem também caracteriza uma situação crítica que deve ser considerada no projeto de um motor para aplicações que necessitem de seguidas partidas em curtos períodos de tempo. Durante um processo de partida, um motor pode consumir uma corrente de partida cinco a oito vezes maior que a sua corrente nominal de operação contínua (BONNETT e SOUKUP, 1992), de maneira que um motor submetido a sucessivas partidas em breves intervalos terá sua temperatura rapidamente elevada. Um exemplo de aplicação que pode demandar sucessivas partidas do motor elétrico são bombas centrífugas, que podem ser acionadas repetidas vezes por curtos períodos de tempo ao invés de operar em regime contínuo.

Considerando o exposto, percebe-se que a análise cuidadosa do desempenho de motores elétricos passa pelo estudo do seu comportamento térmico. De fato, o projeto térmico permite prever com maior acurácia as condições nas quais o motor elétrico deverá ser capaz de operar e, assim, a sua especificação correta.

Em lavadoras de roupas, conforme apresentado anteriormente, há a presença de um motor elétrico principal, cuja função é acionar o elemento agitador que executa a ação mecânica sobre as roupas. Além disso, as bombas que enchem e drenam a água em máquinas de lavar são também acionadas por motores elétricos, os quais são menores e, em geral, integrados diretamente às bombas, compondo uma estrutura denominada eletrobomba.

1.3 ELETROBOMBA

Para uma bomba hidráulica operar, um conjunto de três componentes é necessário: a bomba hidráulica em si, a fonte de energia para acioná-la, e um mecanismo de transmissão para entregar a energia à bomba. O encapsulamento desses três componentes em um mesmo equipamento forma a eletrobomba. Um dos principais ganhos dessa forma construtiva é

possibilidade de obtenção de máquinas mais compactas, e potencialmente mais eficientes e capazes de operar com menos vazamentos (ZHU *et al.*, 2017).

1.4 OBJETIVO GERAL

O objetivo do presente trabalho é desenvolver um modelo numérico para analisar o perfil térmico transiente de uma eletrobomba utilizada para drenagem de água em lavadoras de roupas.

1.4.1 Objetivos específicos

A fim de atingir o objetivo geral supracitado, os seguintes objetivos específicos foram definidos:

- Desenvolvimento de um modelo de simulação de parâmetros concentrados, usando o conceito de circuito térmico equivalente (rede térmica) para avaliar o fluxo de calor e a distribuição de temperaturas dos componentes da eletrobomba ao longo do tempo e a sua interação com o ar ambiente e a água circulante.
- Desenvolvimento de um modelo de parâmetros distribuídos para simulações térmicas da geometria tridimensional da eletrobomba, a fim de auxiliar na construção do modelo de parâmetros concentrados.
- Construção de uma bancada experimental para realização de medições de temperatura em diferentes componentes da eletrobomba com o intuito de validar o modelo numérico através de uma comparação com dados experimentais.
- Análise do perfil térmico transiente da eletrobomba em diferentes condições de operação.

1.5 ORGANIZAÇÃO DA DISSERTAÇÃO

Na sequência à presente introdução, o Capítulo 2 apresenta uma revisão da literatura de trabalhos relacionados ao gerenciamento térmico de motores elétricos, com o objetivo de identificar as principais abordagens utilizadas e evidenciar as contribuições do presente

trabalho. No Capítulo 3 apresentam-se detalhes da eletrobomba estudada neste trabalho e os modelos de parâmetros concentrados e distribuídos são descritos. O Capítulo 4 apresenta a bancada experimental construída para validar o modelo de parâmetros concentrados. O Capítulo 5 apresenta comparações entre os dois modelos de simulação desenvolvidos, a validação do modelo de parâmetros concentrados a partir de comparação com dados experimentais e análises de sensibilidade em diferentes condições de interesse com o modelo de parâmetros concentrados. Finalmente, o Capítulo 6 inicia com uma síntese do trabalho e, na sequência, apresenta as principais conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO DA LITERATURA

O uso de modelos computacionais para auxiliar projetos de engenharia e minimizar a necessidade de protótipos é prática cada vez mais comum na indústria. A construção de protótipos envolve um alto custo, testes demorados e, geralmente, falta de flexibilidade para variar parâmetros do projeto. Nesse sentido, a simulação numérica do equipamento, ou fenômeno em questão, é uma alternativa de baixo custo quando comparada à prototipagem, uma vez que permite análises de diversas condições de interesse em curto espaço de tempo. No desenvolvimento de modelos computacionais, utilizam-se hipóteses para delimitar o problema e alcançar um nível de descrição adequada para o objeto de estudo que se deseja modelar. Em geral, maiores níveis de detalhamento conduzem a maiores custos computacionais.

O projeto de um motor elétrico de baixo custo e de alta confiabilidade passa pela habilidade de prever a distribuição de temperatura no motor, assim como pelo uso de meios eficientes de seu arrefecimento, retirando o calor gerado internamente. O problema térmico é, frequentemente, o fator que determina o dimensionamento e o tempo de vida de motores elétricos (HWANG, 2000). Além disso, esse fator também afeta atributos do motor como peso, custo, desempenho e durabilidade. Por conta disso, o gerenciamento térmico em máquinas elétricas é uma área de pesquisa intensa.

Diversos estudos já foram realizados para investigar e modelar a distribuição de temperatura em motores elétricos, dada a sua importância para efeito de confiabilidade e eficiência. De maneira geral, os trabalhos de modelagem de motores elétricos podem ser classificados em duas categorias: modelos baseados em soluções numéricas das equações de transferência de calor utilizando parâmetros distribuídos e modelos que utilizam a metodologia de parâmetros concentrados.

Entre os métodos numéricos por parâmetros distribuídos, destaca-se o Método dos Elementos Finitos (FEM – *Finite Element Method*) que tem sido extensivamente utilizado para desenvolver modelos 3D, a fim de prever com acurácia a estratificação de temperatura em motores. No FEM, o domínio de interesse é discretizado em partes menores, formando os elementos finitos. Para cada um desses elementos é atribuído um conjunto de equações derivadas das equações diferenciais que regem o fenômeno físico a ser analisado. O conjunto de equações de cada elemento é então reunido em um sistema global de equações, o qual é resolvido numericamente a fim de fornecer a solução do problema. No entanto, modelos desse tipo, que discretizam o domínio em vários elementos, acarretam custo computacional elevado.

Por outro lado, modelos de parâmetros concentrados são construídos na forma de redes térmicas, usando a analogia entre resistências elétricas e térmicas, e são de mais simples desenvolvimento. Nesse método, o domínio não é discretizado de maneira refinada, definindo-se componentes térmicos para representar os corpos sólidos de interesse e, assim, montar um circuito térmico para resolver um balanço de energia. Para simulações transientes, atribuem-se capacidades térmicas aos componentes, de forma que o acúmulo de energia térmica e a mudança de temperatura ao longo do tempo possam ser calculados. A vantagem do método de parâmetros concentrados está na sua capacidade de fornecer resultados com aceitável acurácia e baixo custo computacional, o que o torna bastante útil em diversas aplicações.

A seguir, apresentam-se alguns dos trabalhos mais relevantes na área de gerenciamento térmico de motores elétricos e que utilizaram os métodos supracitados. Inicialmente, na Seção 2.1, estudos gerais sobre o gerenciamento térmico de motores elétricos são apresentados. Em seguida, na Seção 2.2, discutem-se trabalhos que relatam o desenvolvimento de modelos térmicos pela abordagem de parâmetros distribuídos. Na Seção 2.3, os principais trabalhos que construíram modelos de parâmetros concentrados são abordados. Por fim, na Seção 2.4, revisam-se alguns trabalhos que desenvolveram modelos térmicos de motores elétricos usando a linguagem Modelica.

2.1 GERENCIAMENTO TÉRMICO DE MOTORES ELÉTRICOS

Um requisito fundamental para o gerenciamento térmico de motores elétricos é o estudo dos caminhos percorridos pelo calor desde a sua origem, ou geração, até o sumidouro, que pode ser o ar ambiente ou um fluido de arrefecimento. Estes caminhos são compostos por combinações dos três mecanismos de transferência de calor existentes: condução, convecção e radiação. O gerenciamento térmico de motores elétricos é particularmente complexo pelo fato desses equipamentos possuírem diversos componentes em contato e diferentes pontos de geração de calor. Com isto, o calor pode se propagar em diferentes direções, através de diferentes materiais e interfaces térmicas formadas pelo contato entre os componentes. Nesta seção são apresentados trabalhos relevantes da literatura que abordam o problema de gerenciamento térmico de motores elétricos de maneira ampla, tratando sobre os principais desafios e soluções.

Staton *et al.* (2001) realizaram uma revisão sobre métodos usados no projeto térmico de motores elétricos. Segundo os autores, a busca por redução de custos, aumento da eficiência

energética e miniaturização fez os fabricantes de motores elétricos dedicarem mais atenção para o projeto térmico. Análises foram realizadas sobre aspectos de modelos de circuitos térmicos de parâmetros concentrados e modelos de simulação de fluidodinâmica computacional (CFD – *Computational Fluid Dynamics*), para mostrar suas diferentes aplicações e relevâncias no projeto de um novo motor. Para a abordagem de circuito térmico, que resulta em baixo custo computacional e permite a análise de diferentes condições de interesse em tempo real, os autores utilizaram o código comercial Motor-CAD, o qual permite a análise térmica e magnética de motores e geradores de diferentes topologias. Nesse código, diversos parâmetros de projeto e de modelagem podem ser definidos, como resistências de contato, características da seção transversal, configuração de aletas radiais, resfriamento com líquido ou ar, além de algoritmos para o cálculo de condução, radiação e convecção natural ou forçada. Uma análise do ciclo de operação do motor foi também realizada, submetendo o motor a operação contínua com o torque nominal e operação cíclica. Na carga nominal, os enrolamentos levam aproximadamente 2 horas para atingir sua temperatura de regime permanente, enquanto uma temperatura similar é alcançada em apenas 15 minutos de operação na condição cíclica.

Staton *et al.* (2001) ressaltaram a importância da simulação CFD em permitir soluções de escoamentos e transferência de calor em geometrias complexas para as quais soluções analíticas e correlações não são disponíveis. A simulação CFD permite obter mais informações do que experimentos, especialmente em geometrias com regiões de difícil acesso para medições. Os resultados de predição dos coeficientes de transferência de calor apresentaram desvios entre 20-30% com relação a dados experimentais. Por fim, os autores ressaltaram a importância das técnicas de simulação exploradas no trabalho no projeto de motores elétricos mais compactos e mais eficientes, permitindo a otimização dos equipamentos a baixos custos e garantindo, assim, maior competitividade.

A modelagem térmica de um motor elétrico é um procedimento complexo, de modo que estudos realizados ao longo de anos apresentaram uma série de dificuldades na construção de seus modelos. Por conta disso, Staton *et al.* (2005) apresentaram uma revisão das principais dificuldades encontradas nesta área de estudo e sugeriram soluções para contorná-las. Os problemas são relacionados a interfaces de contato entre componentes, modelagem adequada de enrolamentos para identificar pontos quentes, resfriamento convectivo da superfície, resfriamento turbulento nos extremos do motor, transferência de calor através da folga de ar interna, incertezas quanto a propriedades dos materiais e modelagens de rolamentos e tampas defletoras. Quanto às interfaces, dados típicos que utilizam valores médios de rugosidades de

superfície são disponibilizados na literatura. Os autores sugerem converter esses dados em folgas de ar equivalentes, utilizando a condutividade térmica do ar e ajustando a espessura da folga, o que facilita a implementação no modelo. Sobre a modelagem dos enrolamentos, diferentes abordagens são apresentadas, incluindo a aproximação de condutividade térmica composta que depende de vários fatores, tais como materiais, qualidade da impregnação e quantidade de ar residual após o processo de impregnação.

A respeito dos modelos de convecção, Staton *et al.* (2005) comentam que a convecção natural é mais simples de prever pois depende apenas da diferença de temperatura entre componente e fluido e as propriedades do fluido, não sendo necessário prever o campo de velocidade externo sobre o equipamento. Na convecção forçada, um dos pontos que se destaca pela complexidade na modelagem é a região da tampa defletora de motores totalmente fechados com ventilação externa (TEFC - *Totally Enclosed Fan Cooled*), por ser uma região onde ocorre um complexo escoamento turbulento com mudanças bruscas de velocidades. Outra dificuldade abordada por Staton *et al.* (2005) é a incerteza quanto às propriedades dos materiais utilizados no motor, que são essenciais na construção do modelo. Algumas das limitações indicadas como exemplos são as propriedades térmicas do aço-silício e da impregnação de enrolamentos de cobre, as quais são de difícil obtenção junto a fabricantes e fornecedores. Há diversos aspectos complicados na modelagem térmica completa de motores elétricos, de forma que o conhecimento superficial de propriedades geométricas e de materiais não é suficiente para realizar uma predição acurada. Muitos dos fatores de complexidade podem ser ajustados com base em dados empíricos ou resultados CFD, mas a calibração experimental com base em propriedades específicas dos materiais e o método de fabricação utilizado pelo fabricante do motor é capaz de tornar o modelo ainda mais robusto.

Yang *et al.* (2016) apresentaram uma discussão abrangente sobre importantes aspectos de gerenciamento térmico de máquinas elétricas, tais como geração de calor, propriedades dos materiais, métodos de resfriamento e considerações de projeto. Os autores abordam três desafios para a otimização do gerenciamento térmico: pontos onde o calor é gerado, direções nas quais o calor é dissipado e regiões onde o calor é removido. Nesse sentido, as propriedades dos materiais escolhidos foram destacadas como atributo que tem impacto significativo no desempenho térmico de um motor elétrico. Por exemplo, Yang *et al.* (2016) ressaltam a importância da escolha do tipo da resina para proteger os fios condutores e definir, assim, o limite máximo de temperatura do motor. Vários atributos são relevantes, como flexibilidade, resistência a solventes comuns, estabilidade térmica, entre outros. Quanto à origem do calor,

perdas no cobre, dominadas por efeito Joule, e perdas no ferro, compostas por histerese e correntes parasitas, são as mais dominantes. Perdas no ímã são menos significativas, mas têm importância devido ao risco de desmagnetização do ímã quando este é submetido a uma temperatura acima do limite do material. Os autores também abordaram diversas técnicas de resfriamento que abrangem condução, convecção natural, convecção forçada, radiação e troca de calor com mudança de fase. Atualmente, há muitos sistemas disponíveis para resfriamento otimizado de motores, direcionando jatos ou sprays de fluidos nas regiões mais críticas. O aumento da eficiência do sistema de resfriamento permite o emprego de uma densidade de corrente mais alta e maior potência no equipamento. Por fim, Yang *et al.* (2016) destacaram que as abordagens mais comuns para modelar o problema de gerenciamento térmico são os modelos de circuito térmico equivalente de parâmetros concentrados e os modelos numéricos de parâmetros distribuídos (Método de Elementos Finitos e Fluidodinâmica Computacional).

Xheladini *et al.* (2017) conduziram uma análise térmica e mecânica de um motor síncrono de relutância assistido por ímãs. O motor em questão possui aplicação em lavadoras de roupas, na qual opera em dois modos: modo de lavação e modo de centrifugação. No primeiro, o motor deve entregar mais torque pois necessita movimentar a água presente na máquina, enquanto no segundo há menos água, mas a velocidade de rotação aumenta drasticamente, atingindo 13000 rpm. Para a análise térmica, os autores utilizaram o código Motor-CAD. Na simulação em regime permanente para o modo de lavação, que é o mais crítico do ponto de vista térmico devido à maior carga, as temperaturas dos enrolamentos ultrapassaram 160°C. Como a elevação de temperatura altera as propriedades da ferrite e compromete o torque induzido, os autores propuseram mudanças na geometria do motor. Com a nova geometria, em que a folga de ar e o número de voltas dos enrolamentos foram alterados, a simulação térmica foi novamente realizada e a temperatura máxima dos enrolamentos foi reduzida para 98,3°C. A análise estrutural do motor otimizado com o emprego do código ANSYS Mechanical mostrou que, do ponto de vista mecânico, o modo de centrifugação é muito mais severo devido às altas velocidades de rotação que causam tensões e deformações significativas. Xheladini *et al.* (2017) ressaltam ainda que a diminuição significativa da temperatura máxima permite que a nova configuração o motor use classe de isolamento A (até 105°C), enquanto anteriormente necessitaria de classe H (até 180°C).

2.2 MODELAGEM NUMÉRICA POR PARÂMETROS DISTRIBUÍDOS

Hwang *et al.* (2000) utilizaram o Método de Elementos Finitos para desenvolver um modelo capaz de prever a distribuição de temperaturas no estator de um motor de indução nas condições de regime permanente e transiente. Os autores utilizaram um modelo tridimensional, tendo em vista que a geometria complexa e os efeitos de anisotropia dos pacotes de lâminas não seriam adequadamente representados em um modelo bidimensional. A solução da equação diferencial da condução de calor transiente foi realizada com o método de resíduos ponderados. As propriedades dos materiais, como condutividade térmica, capacidade térmica e densidade, foram assumidas homogêneas e constantes. Inicialmente, o campo magnético foi analisado para determinar as perdas por efeito Joule, por histerese e por correntes parasitas. Posteriormente, os autores utilizaram o método temperatura-tempo (*temperature-time method*) para reavaliar as perdas com o auxílio de dados experimentais, apoiando-se no princípio de que a variação inicial de temperatura em qualquer ponto da máquina é diretamente proporcional à geração ou remoção de calor naquele ponto. Assim, novas perdas elétricas foram determinadas e inseridas no modelo, resultando em distribuições de temperatura mais precisas. Hwang *et al.* (2000) aplicaram seu modelo a um motor trifásico com potência de 100 kW e os resultados numéricos apresentaram boa concordância com dados experimentais.

Zhu *et al.* (2017) apresentaram uma concepção de eletrobomba e o modelo térmico para analisar sua performance. Essa nova concepção de eletrobomba elimina a utilização de ventilador elétrico, usando o estator e o rotor imersos em óleo hidráulico para alcançar o resfriamento do equipamento. O modelo numérico foi desenvolvido com o código ANSYS Fluent baseado no Método de Volumes Finitos. Como se trata do conjunto motor elétrico e bomba, o modelo considera, além das perdas magnéticas no núcleo e nos enrolamentos de cobre, as perdas mecânicas devido a atrito. O modelo assume materiais homogêneos, condutividade térmica independente da temperatura, além de desprezar trocas de calor entre a superfície da eletrobomba e o ar ambiente. O modelo 3D foi resolvido para determinar os campos de temperatura e velocidades na condição de regime permanente, e indicou que temperatura mais alta ocorre nos enrolamentos, conforme esperado. Os resultados do modelo numérico apresentaram boa concordância com as medições realizadas com oito termistores do tipo PT100. Zhu *et al.* (2017) concluíram que a necessidade de resfriamento é mais crítica no estator do motor, que permanece fixo, do que no rotor, que realiza movimento de rotação

quando em operação e, dessa forma, facilita a troca de calor no contato com o fluido ao seu redor.

2.3 MODELAGEM NUMÉRICA POR PARÂMETROS CONCENTRADOS

Mellor *et al.* (1991) desenvolveram um modelo termoelétrico para avaliar a distribuição de temperaturas em motores elétricos do tipo TEFC. O modelo é baseado em uma formulação por parâmetros concentrados, em que o motor foi subdividido em 10 elementos, considerando as trocas de calor nas direções radial e axial de maneira independente. Cada elemento é tratado como um nó térmico cuja temperatura representa a temperatura média do componente inteiro. Os nós do circuito térmico são ligados por resistências térmicas que podem representar a resistência de condução com outros componentes sólidos ou a resistência de convecção nas fronteiras com o ar. Além do regime permanente, o modelo é capaz de resolver problemas em regime transiente, pois avalia o acúmulo de energia através da capacidade térmica de cada componente. O modelo de Mellor *et al.* (1991) despreza trocas de calor por radiação e considera que as capacidades térmicas e gerações de calor são uniformemente distribuídas nos componentes. Um modelo do circuito elétrico equivalente foi também desenvolvido para o motor, permitindo calcular as perdas elétricas que são inseridas no modelo térmico. O modelo elétrico considera a dependência das resistências elétricas do estator e dos enrolamentos do rotor e do estator em relação às suas temperaturas, implicando no acoplamento entre os modelos térmico e elétrico. Resultados do modelo foram comparados com dados experimentais para três diferentes motores elétricos, sendo um de média capacidade (75 kW) e dois de baixa capacidade (5,5 kW), havendo boa concordância. Uma análise de sensibilidade indicou que o perfil de temperatura dos motores é mais sensível à transferência de calor entre a carcaça e o ambiente externo, ressaltando a importância da modelagem correta dos fenômenos de convecção natural e forçada.

Bousbaine *et al.* (1997) desenvolveram um modelo térmico de parâmetros concentrados para um motor monofásico de capacitor permanente, considerando transferência de calor nas direções circunferencial, axial e radial. O motor foi subdividido em onze componentes, cada um representado por um nó de temperatura média associado a uma capacidade térmica e a uma fonte de calor. O circuito final considerou também outros nós secundários e de conexão entre componentes, chegando ao número de 25 nós interligados por resistências de condução e convecção, as quais foram determinadas com base em dados

geométricos, propriedades físicas, correlações da literatura e dados experimentais. Os autores chamam atenção para a diferença entre as formas construtivas de motores monofásicos e trifásicos, o que impede que modelos térmicos desenvolvidos para uma classe de motor sejam utilizados na outra. Além disso, destacaram que a estimativa correta de temperaturas não depende apenas da rede térmica equivalente correta, mas também da indicação correta de perdas elétricas nos nós da rede térmica. Com isso em mente, as perdas elétricas inseridas no modelo foram obtidas a partir de testes experimentais em um motor similar instrumentado. Os resultados do modelo térmico foram comparados com dados experimentais de um motor de 75 W, observando-se ótima concordância.

Mukhopadhyay e Pal (1998) desenvolveram um modelo térmico que combina formulações por parâmetros concentrados e distribuídos para um motor trifásico de pequeno porte (2 HP de potência). O modelo permite realizar a predição de temperaturas tanto em regime permanente quanto em regime transiente. Os autores dividiram o motor em uma série de nós ao longo da sua seção transversal, introduzindo capacidades térmicas nos nós e resistências térmicas entre eles. O modelo leva em conta as trocas de calor do motor com o ambiente externo por convecção e radiação, além de considerar as resistências de contato de maneira simplificada nas interfaces entre componentes. As perdas por efeito Joule nos enrolamentos, perdas no ferro, perdas por pulsação de fluxo magnético e perdas por atrito mecânico foram avaliadas analiticamente e inseridas nos componentes relacionados. O sistema de equações do modelo foi resolvido de forma implícita e os resultados foram comparados com dados experimentais, observando-se ótima concordância, com diferenças menores do que 2°C.

Boglietti *et al.* (2003) apresentaram um modelo térmico simplificado para calcular a distribuição de temperaturas de motores na condição de regime permanente. Os autores argumentam que modelos de redes térmicas muito detalhadas são de difícil utilização por necessitar de um grande número de parâmetros específicos do motor. Assim, Boglietti *et al.* (2003) indicam que embora muitas resistências façam parte de um circuito térmico equivalente de motores, dados experimentais mostram que são poucas as resistências que afetam de forma significativa os resultados de temperatura. Nesse sentido, os autores propuseram um modelo com um número reduzido de resistências térmicas, empregando hipóteses simplificativas, tais como simetria em torno do eixo e no plano radial que divide o motor ao meio, fontes de calor uniformemente distribuídas nos componentes e fluxo de calor na direção axial apenas no eixo do motor. As poucas resistências do modelo puderam ser facilmente calculadas utilizando equações simplificadas válidas para cilindros ocos, introduzindo erros menores do que 2,5%

em relação aos resultados das equações mais detalhadas. Apenas quatro parâmetros-chave do modelo foram obtidos de teste experimental em vazio: velocidade do ar, condutividade térmica do cobre com isolante, comprimento de interferência da montagem e velocidade do ar. O modelo foi validado através de comparações com dados experimentais obtidos para um motor de 4 kW utilizado com modulação de largura de pulso, observando-se desvios máximos de 5°C.

Voigdlener (2004) desenvolveu um modelo térmico que combina parâmetros concentrados e parâmetros distribuídos em diferentes regiões do motor, a fim de determinar a distribuição de temperatura de um motor de indução trifásico (50 cv, 440 V), em regime permanente. O modelo de parâmetros concentrados consistiu em dividir o domínio em componentes elementares e distribuir as fontes de calor entre os mesmos. Para cada elemento, foram determinadas resistências térmicas internas, levando em consideração propriedades físicas e geométricas. Voigdlener (2004) dividiu a geometria do motor em elementos cilíndricos, assumindo simetria circunferencial, e aplicou a equação da conservação da energia seguindo uma formulação bidimensional, com variações nas direções radial e axial. As perdas elétricas introduzidas no modelo foram obtidas de ensaios experimentais e distribuídas entre o estator e o rotor. O autor indicou que o coeficiente de transferência de calor da carcaça do motor para o ambiente externo é o parâmetro que mais afeta as temperaturas no interior do motor, destacando assim a importância do projeto adequado da carcaça, bem como da determinação acurada do coeficiente de troca convectiva de calor para uso no modelo de simulação. Por conta disso, Voigdlener (2004) realizou uma simulação numérica do escoamento e da transferência de calor por CFD na superfície externa do motor para obtenção do coeficiente de troca convectiva de calor entre a carcaça do motor e o ambiente externo. Os resultados do modelo térmico híbrido foram comparados com medições de temperatura e fluxo de calor em um motor elétrico, tendo apresentado boa concordância e desvios de aproximadamente 2°C.

Voigdlener (2010) propôs modificações geométricas com o intuito de aumentar o coeficiente de transferência de calor entre a superfície do motor e o meio externo no motor estudado por Voigdlener (2004), buscando obter correlações empíricas para determinação desse coeficiente. Enquanto Voigdlener (2004) assumiu simetria circunferencial da distribuição de temperatura no motor, Voigdlener (2010) inseriu resistências térmicas circunferenciais, eliminando assim essa hipótese simplificativa. A validação do modelo foi realizada com testes de elevação de temperatura, observando-se desvios entre 1°C e 6°C na condição de regime permanente. A bancada experimental desenvolvida permitiu a medição de fluxo de calor, temperatura e velocidade do ar, utilizando transdutores de fluxo de calor, termopares e

anemômetros de fio quente. Voigdlener (2010) conduziu análises com os resultados de fluxo de calor e temperatura em diversos componentes do motor, e testou experimentalmente a proposta de mudança na geometria com a inserção de guias de correção do escoamento insuflado pelo ventilador. Os resultados indicaram que a colocação das guias efetivamente uniformiza o escoamento, aumentando o coeficiente médio de transferência de calor entre a carcaça e o ar e, por consequência, uma diminuição da temperatura média do motor. Por fim, Voigdlener (2010) utilizou os dados experimentais para propor correlações empíricas para o coeficiente de troca convectiva de calor da superfície externa do motor, calculadas em função dos números de Reynolds e de Prandtl.

Mezani *et al.* (2005) desenvolveram um modelo de simulação de um motor de indução, com acoplamento dos fenômenos térmico e magnético através da variação da resistividade dos materiais condutores em função da temperatura. O modelo térmico foi baseado em uma rede térmica de parâmetros concentrados, ao passo que o modelo magnético foi desenvolvido com o método de elementos finitos, considerando os fenômenos de saturação e harmônicos espaciais. Na construção do modelo térmico, trocas de calor por condução e convecção foram incluídas, mas troca por radiação foi ignorada. A forma geométrica do motor analisado permite considerações de simetria circunferencial e a divisão do mesmo em componentes concêntricos ao redor do eixo. As transferências de calor nas direções axial e radial foram assumidas independentes, enquanto a direção circunferencial não foi considerada. Os coeficientes de transferência convectiva de calor do modelo foram obtidos experimentalmente ou analiticamente. Mezani *et al.* (2005) apontam que o acoplamento entre os modelos térmico e magnético é fraco, uma vez que a escala de tempo do fenômeno térmico é muito maior do que aquela do fenômeno magnético. Em função disso, dois passos de cálculos são executados ao longo da simulação. O modelo magnético recebe a distribuição de temperaturas do cálculo térmico precedente, atualiza as resistividades elétricas e calcula os novos valores de perdas elétricas. No cálculo térmico, os novos valores de perdas Joule calculados no passo anterior são inseridos no modelo para obter a nova distribuição de temperatura. O modelo proposto por Mezani *et al.* (2005) foi validado experimentalmente com um motor trifásico TEFC de 5,5 kW, instrumentado com 18 termopares. Boa concordância foi observada entre os valores de temperatura calculados e medidos para os componentes e também para as fontes de geração de calor. A maior diferença se deu na geração de calor no ferro, que foi modelada com a equação de Steinmetz. Os resultados mostraram uma distribuição mais uniforme de temperaturas entre os componentes do rotor, que são dispostos de maneira compacta, enquanto entre as chapas do

estator e a carcaça do motor foi perceptível um gradiente de cerca de 13°C devido à resistência de contato.

Chowdbury (2005) apresentou um modelo térmico transiente para predição de temperaturas de um motor de indução TEFC de 3,5 HP. O autor fez uma combinação de parâmetros concentrados e distribuídos em seu modelo. A simulação foi realizada com o programa MATLAB, com o procedimento de solução numérica adotando um esquema implícito. Devido à simetria circunferencial do motor considerado, apenas um quadrante foi dividido em nós para compor a malha do modelo. Na direção circunferencial, foram dispostos 18 nós, enquanto na direção radial foram dispostos 14 nós, totalizando, assim, 252 nós no modelo. No circuito, os nós são conectados através de resistências térmicas, e a construção do modelo empregou dados dimensionais, propriedades físicas e modos de transferência de calor. O autor classificou as perdas consideradas no modelo como perdas no ferro, perdas no cobre, perdas pela pulsação de fluxo e perdas por atrito. A validação do modelo foi realizada com dados experimentais, verificando-se boa concordância, com desvios entre 2°C e 4°C. Chowdbury (2005) afirma que o modelo desenvolvido pode ser aplicado para motores de diferentes tamanhos e tensões de alimentação, mas com o cuidado de se adaptarem os coeficientes de troca de calor para manter a acurácia do modelo.

Cezário *et al.* (2005) simularam o comportamento térmico de um motor elétrico durante o regime transiente até atingir o regime permanente sob carga nominal. O modelo foi desenvolvido com a utilização do código AMESim, com a criação de um circuito térmico composto por oito capacidades térmicas representando os diferentes componentes do rotor. A ênfase foi modelar a carcaça, o rotor e o estator do motor, de modo que o modelo fornecesse a distribuição radial de temperaturas do eixo do motor até a carcaça. Na direção axial, foi utilizada uma análise mais simplificada, apenas considerando as transferências de calor por convecção entre superfícies no interior do motor elétrico. As trocas de calor por convecção natural e forçada foram modeladas utilizando correlações da literatura para o coeficiente de transferência de calor por convecção. As propriedades do ar e de componentes metálicos do motor foram avaliadas de acordo com a temperatura ambiente, a qual é um parâmetro de entrada no modelo. Medições foram realizadas no motor trifásico de 37 kW considerado no modelo. As temperaturas previstas pelo modelo para a condição de regime permanente apresentaram ótima concordância com os dados experimentais. Além disso, para o regime transiente, o modelo foi capaz de acompanhar de forma satisfatória a evolução temporal das temperaturas dos enrolamentos de cobre e da carcaça.

Nategh *et al.* (2012) analisaram máquinas síncronas de relutância assistidas por ímãs permanentes para aplicação em veículos elétricos híbridos. Nessa situação, o motor elétrico divide o compartimento e o sistema de resfriamento com o motor de combustão interna, o que torna importante um estudo prévio de sua distribuição de temperaturas. O trabalho consiste no desenvolvimento de um modelo térmico de parâmetros concentrados para este tipo de motor elétrico, com foco voltado para os enrolamentos de cobre, que são os componentes críticos em termos de vida útil do equipamento. Para auxiliar a construção do modelo dos enrolamentos, os autores realizaram uma análise 3D de elementos finitos usando o código JMAG. Os enrolamentos foram modelados como corpos sólidos compostos por cobre e impregnação, cuja condutividade térmica é ponderada devido aos dois materiais. Em paralelo, um modelo de circuito térmico foi implementado no código Portunus, e um modelo de parâmetros concentrados foi desenvolvido especificamente para os enrolamentos, dividindo-os em um número de camadas axiais e elípticas, alternando partes de cobre e de material isolante. As perdas geradas no cobre foram calculadas de maneira simplificada e introduzidas como fontes de calor nos enrolamentos. As comparações com os resultados da análise por elementos finitos levaram os autores a utilizar um número de 5 camadas na direção axial e 5 camadas elípticas, por fornecerem um bom balanço entre complexidade e precisão do modelo. Medições de temperatura no motor foram também realizadas com termistores PT100 para validar o modelo. A comparação com resultados experimentais também permitiu a calibração de resistências difíceis de modelar previamente, tais como resistências de contato. O modelo foi comparado com dados experimentais sob diferentes condições de torque e velocidade de rotação, apresentando ótima concordância. No entanto, Nategh *et al.* (2012) ressaltam que o ganho em precisão observado em relação a outros modelos está associado ao maior custo de se elevar a complexidade do modelo de parâmetros concentrados, concluindo que os esforços futuros devem ser na direção de simplificar o modelo e modelar melhor as perdas.

Andersson (2013) desenvolveu um modelo térmico de parâmetros concentrados para um motor síncrono de ímã permanente em linguagem Python. Em paralelo, um modelo de elementos finitos foi desenvolvido com o código ANSYS Mechanical para fins de validação do modelo de parâmetros concentrados. O autor não se aprofundou no cálculo das perdas elétricas e propriedades magnéticas, e desprezou a radiação térmica. As perdas elétricas foram estimadas com base em valores disponíveis na literatura para máquinas de tamanho e tipo similares ao motor estudado. Uma análise do posicionamento dos nós do circuito térmico foi conduzida, a fim de determinar a melhor localização em relação ao resultado entregue pelo modelo de

elementos finitos. Por exemplo, para a geometria de cilindro oco, comumente utilizada em modelos de motores elétricos, a resistência radial pode ser colocada em um ponto médio baseado na divisão igual da resistência térmica em cada lado do nó ou na divisão do volume em cada lado do nó. Na análise realizada, o autor apontou que a colocação no ponto que divide o cilindro em partes com volumes iguais é uma abordagem diferente da comumente utilizada, mas pode fornecer resultados mais satisfatórios. Dois circuitos térmicos equivalentes foram montados: uma rede simples com 7 nós e uma rede complexa com 15 nós. Com as redes térmicas construídas, Andersson (2013) realizou análises de sensibilidade de ambos os circuitos com o modelo de elementos finitos, variando diversos parâmetros do modelo, tais como geometria, propriedades dos materiais, fontes de geração de calor e resistência de contato. As perdas foram distribuídas de diferentes formas entre os componentes com geração de calor para a análise, e a condutividade térmica do núcleo de ferro e dos enrolamentos de cobre foram avaliadas como parâmetros-chave do modelo. As análises numéricas de Andersson (2013) corroboram que o enrolamento de cobre é o componente que deve receber maior atenção nas fases de projeto e de modelagem de motores elétricos, pois sua temperatura é fundamental para a vida útil do motor e é influenciada por vários parâmetros. Com a análise comparativa das perdas para o motor analisado, o autor concluiu que é mais fácil dissipar o calor gerado no estator do que no rotor do motor, ao contrário do que foi observado por Zhu *et al.* (2017) em seu modelo numérico de eletrobomba. Andersson (2013) também verificou que o aumento do número de nós do modelo afeta pouco o resultado e, assim, o desenvolvimento de uma rede mais complexa não se justifica, a não ser que o aumento na resolução do modelo em si seja desejado.

2.4 MODELAGEM EM LINGUAGEM MODELICA

Kral *et al.* (2005) desenvolveram uma biblioteca em linguagem Modelica para modelar escoamentos de resfriamento em circuitos térmicos. Os autores consideraram fluido incompressível, propriedades constantes e variações de pressão causadas apenas por perda de carga devido ao atrito viscoso. A biblioteca desenvolvida em Modelica, denominada *SimpleFlow*, é baseada em equações da termodinâmica e as propriedades utilizadas para descrever o escoamento são pressão e temperatura, como potenciais, e vazão mássica e fluxo de calor, como grandezas de fluxo. Além de definir as propriedades do meio, essa biblioteca possui modelos para ventiladores e bombas a fim de avaliar queda de pressão ou vazão, e

modelos para componentes, como tubulações de trocadores de calor. Além do desenvolvimento da biblioteca, os autores apresentaram a construção de um modelo de circuito térmico equivalente utilizando componentes da biblioteca padrão do Modelica, *Modelica.Thermal.HeatTransfer*, juntamente com elementos da biblioteca *SimpleFlow*, utilizados para descrever o escoamento de ar. O modelo considera diferentes tipos de nós, sendo alguns com capacidade térmica e outros não, e alguns com perdas elétricas que dependem da temperatura. Na modelagem do escoamento, a vazão de ar é considerada proporcional à velocidade do motor. Medições foram realizadas em um motor de indução de 18,5 kW, instrumentado com sensores de temperatura em diversos pontos. A comparação entre resultados calculados e medidos mostrou boa concordância.

Voigdlener *et al.* (2014) apresentaram um modelo de circuito térmico de um motor de indução monofásico com capacitor permanente. Para obter os coeficientes globais de troca de calor e inserir no modelo de parâmetros concentrados, os autores optaram pela simulação CFD utilizando o código comercial ANSYS Fluent para resolver o escoamento de ar externo ao motor, tratando o ar como um fluido incompressível. Resultados foram obtidos para velocidades de 600, 1000 e 1600 rpm, além do caso do motor parado (convecção natural pura). A partir desses resultados, Voigdlener *et al.* (2014) utilizaram um ajuste polinomial para poder aplicar o modelo de parâmetros concentrados em outras velocidades. No modelo de parâmetros concentrados, desenvolvido na linguagem Modelica, os componentes do motor elétrico foram corpos cilíndricos, e a transferência de calor foi modelada nas direções axial e radial. A geração de calor foi inserida no modelo como perdas pelo efeito Joule nos enrolamentos do estator e do rotor, cujos valores foram obtidos experimentalmente. Testes foram realizados em bancada experimental com a finalidade de fornecer medições e validar o modelo. Com esse objetivo, um motor monofásico de 184 W foi instrumentado com termopares tipo T para medir a temperatura de cada parte do motor ao longo do teste com duração de 4000 segundos, com o motor ligado sob carga nominal nos primeiros 1800 segundos e desligado no restante do período. Na comparação entre os dados experimentais e numéricos, a temperatura prevista pelo modelo apresenta a mesma tendência observada nas medições, com desvio máximo de 5°C no núcleo do estator.

2.5 SÍNTESE E CONTRIBUIÇÕES DO PRESENTE TRABALHO

Conforme indicado pela revisão de literatura aqui apresentada, o gerenciamento térmico de motores elétricos é uma área com um número expressivo de estudos, e diversos modelos térmicos já desenvolvidos. No entanto, a maioria dos trabalhos desenvolvidos é focada em motores de grande porte e forma construtiva similar, utilizando as direções axial e radial para descrição dos componentes que são comumente modelados como cilindros ocos. Além disso, dentre os trabalhos que empregam a abordagem de parâmetros concentrados, apenas dois trabalhos que fazem uso da linguagem Modelica foram encontrados. Kral *et al.* (2005) utilizam um modelo para aplicar uma biblioteca desenvolvida, mas não detalham o procedimento de validação, enquanto Voigdlener *et al.* (2014) não fornecem detalhes acerca da modelagem do motor.

Considerando essa lacuna na literatura e os objetivos deste trabalho, pode-se destacar as seguintes contribuições dessa dissertação:

- Gerenciamento térmico de uma eletrobomba
O modelo desenvolvido representa um motor elétrico que se distingue dos motores geralmente estudados por uma série de fatores. Primeiramente, o acoplamento é direto à bomba de dreno, que configura a eletrobomba como um equipamento único e que adiciona a complexidade da passagem de água a diferentes temperaturas entre os fenômenos térmicos considerados no modelo. Além disso, a forma construtiva da eletrobomba em si leva a uma abordagem que não possibilita considerações de simetria em nenhuma das três direções.
- Construção do modelo de simulação em linguagem Modelica
O desenvolvimento do modelo em linguagem Modelica permite uma fácil elaboração do circuito térmico do ponto de vista de implementação numérica. Ademais, a utilização de linguagem Modelica é adequada para um equipamento que contempla diferentes domínios da física, pois permite o acoplamento do modelo térmico com modelos magnético, mecânico, entre outros. Além do acoplamento interno entre diferentes domínios físicos, a linguagem Modelica também possibilita acoplar o modelo da eletrobomba a modelos de diferentes componentes, permitindo uma modelagem sistêmica na qual a eletrobomba é um subsistema de um sistema maior.

- **Análise do efeito de parâmetros e materiais construtivos da eletrobomba**
Algumas das características que diferenciam o motor elétrico modelado são a utilização de diversos componentes com materiais plásticos em sua estrutura e carcaça, a interação com passagem de água e o regime de operação transiente. O modelo desenvolvido permite análises da sensibilidade do perfil térmico da eletrobomba em relação diversos parâmetros e em diferentes condições de operação de interesse.

3 MODELAGEM NUMÉRICA

Este capítulo detalha a construção de um modelo de parâmetros concentrados, objetivo principal do trabalho, e de um modelo de parâmetros distribuídos, utilizado como método de análise auxiliar.

Primeiramente, a Seção 3.1 detalha a eletrobomba utilizada em lavadoras de roupas e que é o objeto de estudo deste trabalho. Além da apresentação de sua geometria, os materiais de seus componentes, necessários para o desenvolvimento dos modelos de simulação, são também indicados. Na Seção 3.2, as principais hipóteses simplificativas aplicadas nos modelos de simulação são descritas e justificadas.

A Seção 3.3 apresenta o modelo térmico de parâmetros concentrados, descrevendo todos os parâmetros do modelo e as resistências do circuito térmico. Além disso, as equações e governantes e correlações empregadas no modelo são apresentadas. Por fim, detalhes da utilização da linguagem Modelica também são apresentados.

Na Seção 3.4, descreve-se o modelo de parâmetros distribuídos desenvolvido para auxiliar na validação do modelo de parâmetros concentrados.

3.1 GEOMETRIA DA ELETROBOMBA

O objeto de estudo deste trabalho é uma eletrobomba utilizada para retirar a água do cesto de uma lavadora de roupas ao fim do ciclo de lavação. Esta eletrobomba é projetada para funcionar nominalmente com tensão de 120 V, frequência de 60 Hz e corrente de 1,2 A. A Figura 3.1 apresenta uma visão geral da geometria da eletrobomba e a Figura 3.2 indica em uma vista explodida alguns de seus principais componentes.

Os componentes da eletrobomba foram caracterizados por sete materiais: aço inoxidável AISI 304, alumínio, BMC (*Bulk Moulding Compound*), ferrite, ferro fundido, latão e polipropileno. Para a solução do problema térmico, três propriedades desses materiais foram necessárias: calor específico, c [J/kg.K], condutividade térmica, k [W/m.K], e massa específica, ρ [kg/m³], cujos valores típicos apresentados na Tabela 3.1 foram tomados da literatura.

O modelo final considera a divisão da eletrobomba em 15 componentes que são identificados na Tabela 3.2 juntamente com o material atribuído a cada elemento. Os quinze

componentes são indicados com o respectivo número na Figura 3.3, em uma vista lateral em corte da eletrobomba.

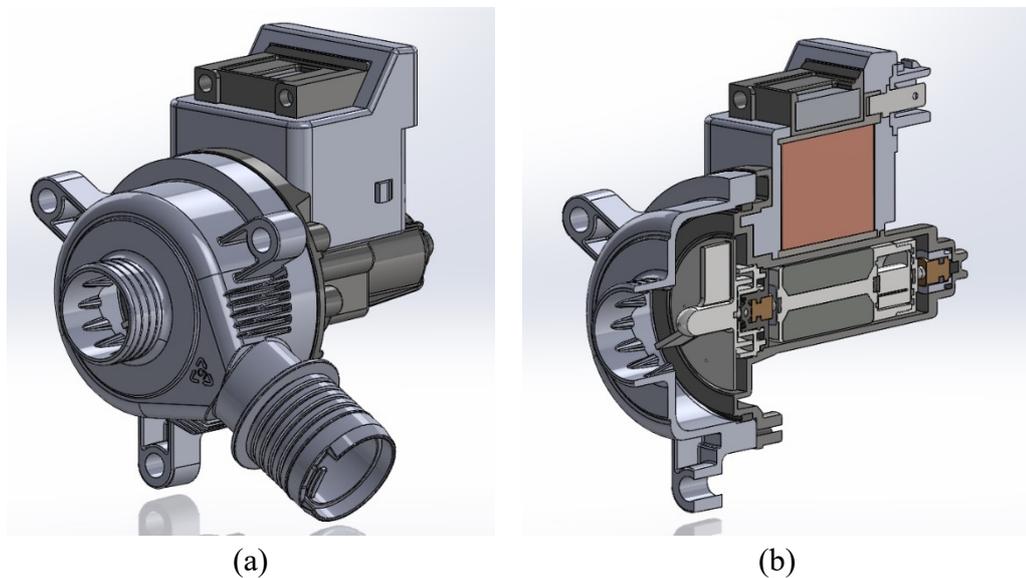


Figura 3.1 – Geometria da eletrobomba (a) completa e (b) em corte.

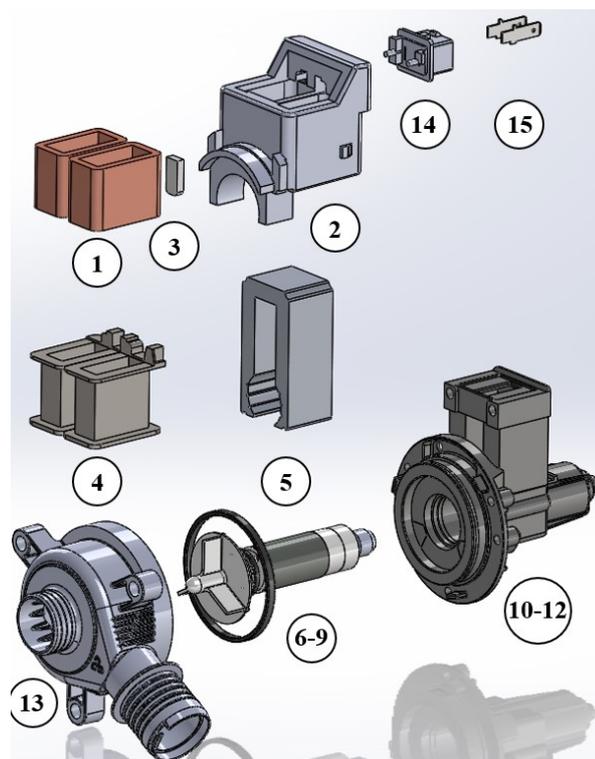


Figura 3.2 – Vista explodida dos principais componentes da eletrobomba: (1) Enrolamentos da bobina, (2) Plástico BMC, (3) Termoprotetor, (4) Carretel, (5) Chapas de aço, (6-9) Conjunto de componentes do rotor, (10-12) Partes da carcaça, (13) Voluta, (14) Plugue elétrico e (15) Conectores.

Tabela 3.1 – Propriedades térmicas dos materiais utilizados.

Material	Calor específico c [J/kg·K]	Condutividade térmica k [W/m·K]	Massa específica ρ [kg/m ³]
Aço inox 304	477	16,2	7900
Alumínio	903	237	2702
BMC	1160	0,4	1900
Ferrite	880	5,1	4750
Ferro fundido	450	50	7800
Latão	380	135	8800
Polipropileno	1782	0,19	905

Tabela 3.2 – Relação de componentes da eletrobomba e materiais associados.

Nº	Componente	Material	Nº	Componente	Material
1	Enrolamentos da bobina	Alumínio	9	Rotor hidráulico	Polipropileno
2	Plástico BMC	BMC	10	Carcaça frontal	Polipropileno
3	Termoprotetor	BMC	11	Carcaça central	Polipropileno
4	Carretel plástico	Polipropileno	12	Carcaça traseira	Polipropileno
5	Chapas de aço (estator)	Aço inox 304	13	Voluta	Polipropileno
6	Núcleo de ferrite (rotor)	Ferrite	14	Plugue elétrico	BMC
7	Plástico sobreinjetado	Polipropileno	15	Conectores elétricos	Latão
8	Eixo	Ferro fundido	-	-	-

Os componentes 1 a 5 formam o conjunto da região de maior aquecimento da eletrobomba devido à geração de calor por perdas elétricas no motor. Este conjunto é mostrado de forma separada na Figura 3.4, sendo que o plástico BMC é mostrado de forma semitransparente. Os enrolamentos são colocados em volta do carretel, através do qual o conjunto de chapas de aço é inserido e posicionado. O termoprotetor é posicionado anexo aos enrolamentos da bobina, para controlar a sua temperatura. O plástico BMC compreende um corpo de plástico que envolve e encapsula esses componentes, retendo o calor gerado e isolando eletricamente do exterior esta região.

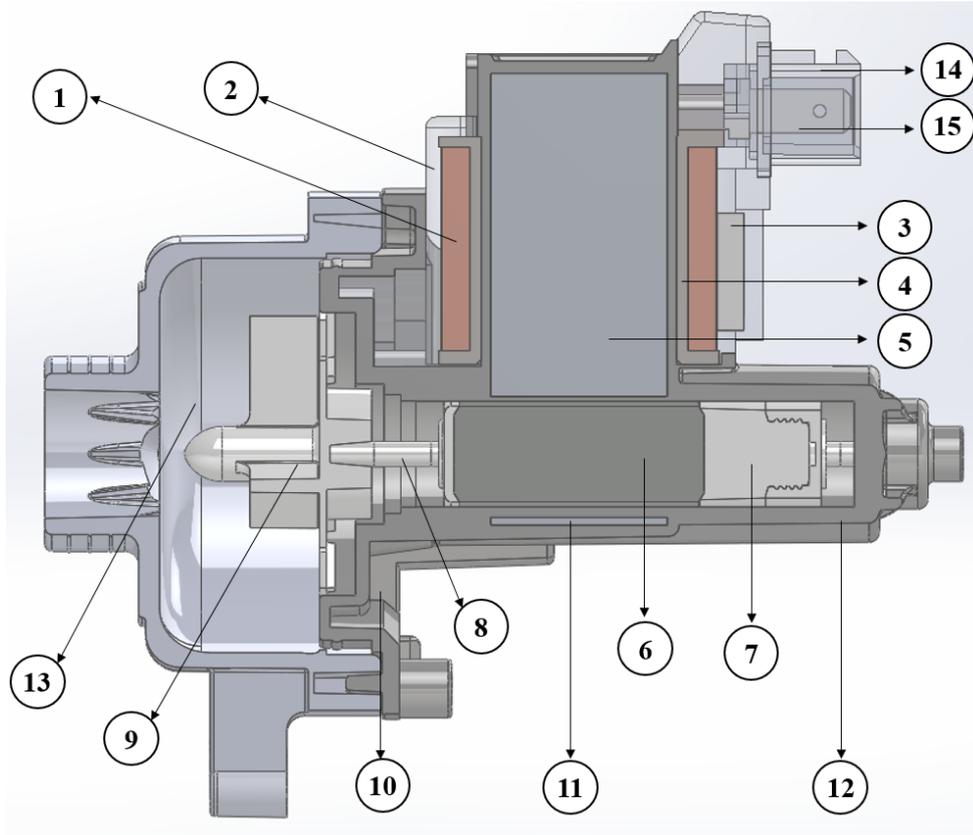


Figura 3.3 – Componentes da eletrobomba considerados no modelo de parâmetros concentrados.

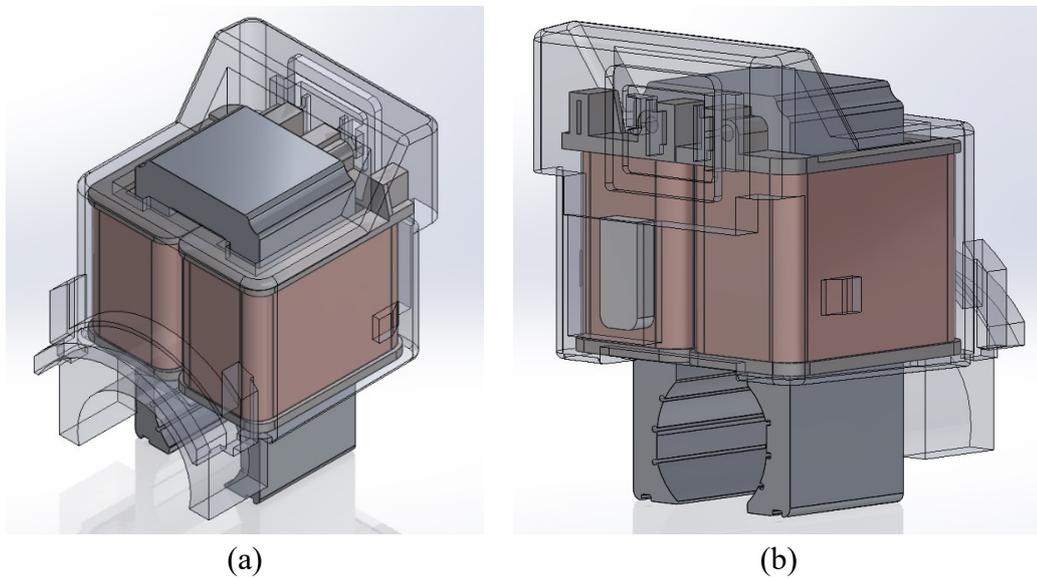


Figura 3.4 – Componentes 1 a 5 da eletrobomba: enrolamentos da bobina, plástico BMC, termoprotetor, carretel e chapas de aço.

Os componentes 6 a 9, mostrados na Figura 3.5, formam o conjunto da região do rotor e juntos realizam o movimento de rotação no eixo da eletrobomba e transmitem energia à água.

O núcleo de ferrite é o ímã, que inicia o movimento de rotação em resposta à indução magnética criada pelos enrolamentos e núcleo do motor. O núcleo de ferrite é atravessado em seu centro pelo eixo que aciona o rotor hidráulico fixado em sua extremidade. O plástico sobreinjetado é o componente que envolve o eixo e forma uma conexão mais robusta deste com o núcleo de ferrite, preenchendo o espaço livre entre os dois.

Os componentes 10 a 12 compreendem a carcaça plástica da eletrobomba, subdividida em três partes: frontal, central e traseira, conforme mostrado na Figura 3.6. Essa divisão foi realizada por se tratar de um componente plástico (de polipropileno) de dimensões relativamente grandes, o que prejudicaria a sua modelagem na forma de um elemento único na abordagem de parâmetros concentrados.

O componente 13, mostrado na Figura 3.7 (a), é a voluta, estrutura de polipropileno que forma a câmara pela qual a água circula e atravessa a eletrobomba. Os componentes 14 e 15, apresentados na Figura 3.7 (b), são o plugue elétrico e os conectores elétricos, respectivamente. Esses são os componentes de menor importância no modelo, por serem peças de pequeno tamanho e situadas em uma região mais afastada dos locais mais quentes da eletrobomba. No entanto, esses componentes foram incluídos no modelo para fechar o circuito e traçar o caminho de conversão de energia, uma vez que representam a região por onde a energia elétrica entra no sistema.

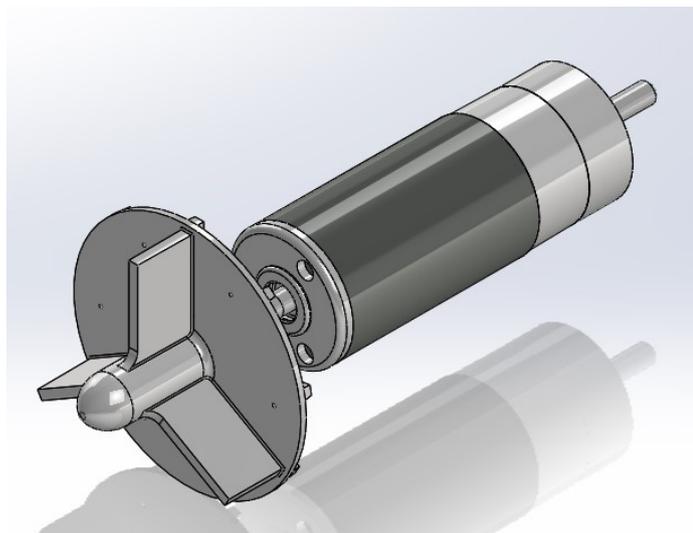


Figura 3.5 – Componentes 6 a 9 da eletrobomba: núcleo de ferrite, plástico sobreinjetado, eixo e rotor hidráulico.

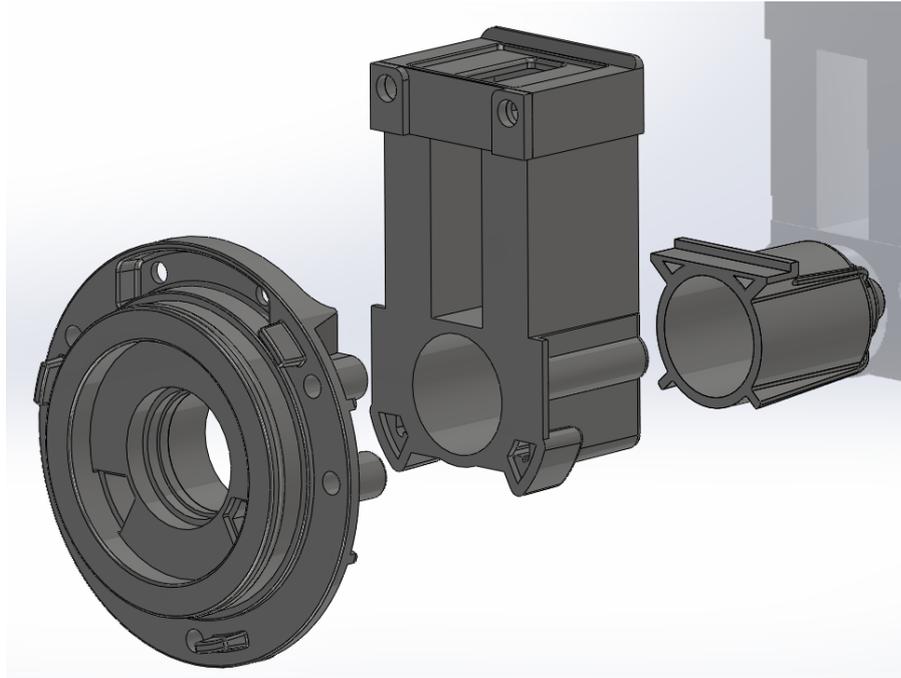
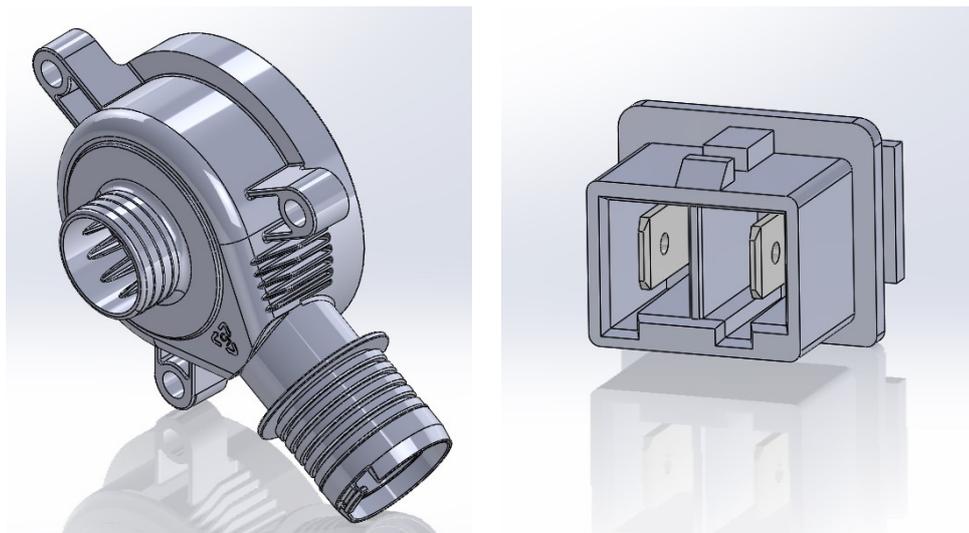


Figura 3.6 – Componentes 10, 11 e 12: carcaça frontal, central e traseira.



(a)

(b)

Figura 3.7 – (a) Componente 13: voluta e (b) componentes 14 e 15: plugue elétrico e conectores elétricos.

3.2 HIPÓTESES SIMPLIFICATIVAS

Algumas hipóteses foram assumidas para desenvolver o modelo numérico, de forma a possibilitar simulações com baixo custo computacional, mas sem comprometer em demasia a acurácia dos resultados.

Uma das hipóteses adotadas foi a de que todos os materiais dos componentes da eletrobomba são isotrópicos. Isso é relevante ao transformar a eletrobomba, um equipamento real, em um circuito de parâmetros concentrados que não considera variações espaciais em um mesmo componente. Com essa hipótese, despreza-se, por exemplo, a anisotropia das chapas de aço do interior da eletrobomba, cuja forma construtiva consiste em um conjunto de chapas finas. Assim esse conjunto é aproximado como um bloco maciço e isotrópico. Essa hipótese foi testada nas simulações com o modelo de parâmetros distribuídos e os resultados são apresentados na Seção 5.3.1. O mesmo tratamento é dado aos enrolamentos do motor que são feitos de alumínio e recobertos com material isolante, afetando a condutividade térmica, entre outras propriedades. No entanto, no presente trabalho o volume ocupado pelos enrolamentos foi considerado como um componente isotrópico. Além da isotropia, a variação das propriedades termofísicas dos materiais com a temperatura foi ignorada, adotando-se um valor fixo para cada material para temperatura de referência de 300 K.

Outra hipótese foi tratar o ar que envolve a bomba como meio infinito e inicialmente quiescente, com temperatura constante e igual à temperatura ambiente. Correlações de convecção natural geralmente avaliam as propriedades do fluido à temperatura de filme, que é a média entre as temperaturas da superfície e do fluido. No entanto, assumiu-se assim que as propriedades do ar são fixas e definidas para a temperatura ambiente, que é igual à temperatura inicial dos componentes sólidos.

Assumiu-se também que os efeitos elétricos e térmicos ocorrem em escalas de tempo muito distintas. A escala de tempo dos fenômenos térmicos é da ordem de segundos ou minutos, enquanto a dos fenômenos elétricos é menor do que um segundo. Assim, pode-se ignorar os transientes dos fenômenos elétricos e tratá-los em regime permanente, considerando os valores eficazes de grandezas elétricas, como corrente e potência, ao invés dos valores instantâneos. Ao longo deste texto, as grandezas de corrente elétrica e geração de calor por perdas elétricas são sempre tratadas em seus valores eficazes, ou RMS (*Root Mean Square*), a menos que seja especificado o contrário.

3.3 MODELAGEM POR PARÂMETROS CONCENTRADOS

O uso de modelos térmicos utilizando parâmetros concentrados é prática comum nas análises de gerenciamento térmico de motores elétricos, conforme observado na revisão da literatura. No presente trabalho, um circuito térmico foi construído para modelar a transferência

de calor e a distribuição de temperatura na eletrobomba estudada. Conforme Jokinen e Saari (1997), o desenvolvimento de um modelo de rede térmica pode ser dividido em quatro etapas:

1. Estabelecer o circuito térmico equivalente para representar a máquina;
2. Avaliar as resistências térmicas;
3. Determinar as perdas elétricas (fontes de geração de calor) e suas localizações entre os componentes;
4. Modelar o escoamento do fluido de resfriamento através da máquina.

Para construir o circuito térmico equivalente, a abordagem de parâmetros concentrados conduz à divisão da máquina elétrica em componentes elementares. A divisão é feita de modo a simplificar o modelo, e deve levar em consideração aspectos geométricos, propriedades físicas, perdas internas (fontes de calor) e as temperaturas que se deseja obter (VOIGDLENER, 2010). O processo de construção foi gradativo, partindo de um modelo simplificado e com elementos básicos, e adicionando complexidade ao longo do desenvolvimento.

A equação a ser resolvida em um modelo térmico de parâmetros concentrados é a equação da energia térmica. Para um sistema de parâmetros concentrados, que não considera distribuições espaciais, essa equação pode ser expressa da seguinte forma:

$$\frac{dE}{dt} = q \quad (3.1)$$

onde dE/dt [W] é a taxa de variação da energia térmica do sistema, e q [W] é a taxa líquida de transferência de calor no sistema. Assim, a Equação 3.1 assume a seguinte forma:

$$mc \frac{dT}{dt} = q \quad (3.2)$$

sendo m [kg] a massa e c [J/kg.K] o calor específico do sistema. A taxa líquida de transferência de calor q contempla os fluxos de calor q_i na superfície do sistema e a taxa de calor gerado internamente \dot{Q}_i . Assim, aplicando a Equação 3.2 para um componente i genérico da eletrobomba, tem-se:

$$\left(mc \frac{dT}{dt} \right)_i = \sum q_i + \dot{Q}_i \quad (3.3)$$

Em um modelo com circuito térmico equivalente, em que cada componente da eletrobomba é tratado como um elemento térmico, uma situação geral de interação entre os componentes pode ser representada pelo esquema da Figura 3.8. A interação dos componentes não leva em conta a disposição espacial, já que se trata de um modelo de parâmetros concentrados.

Com base na representação da Figura 3.8, a Equação 3.3 pode ser expressa para o elemento térmico central 1 com base nos componentes vizinhos, de modo que as taxas de transferência de calor q_i podem ser expressas em função das diferenças de temperatura e das resistências térmicas formadas. Assim, obtém-se:

$$\frac{T_2 - T_1}{R_t^{1-2}} + \frac{T_3 - T_1}{R_t^{1-3}} + \frac{T_4 - T_1}{R_t^{1-4}} + \frac{T_5 - T_1}{R_t^{1-5}} + \dot{Q}_1 = C_t^1 \frac{(T_1' - T_1)}{\partial t} \quad (3.4)$$

onde T_1, \dots, T_5 [K] representam as temperaturas nos elementos térmicos 1 a 5, T_1' representa a temperatura do elemento térmico 1 no instante futuro, \dot{Q}_1 [W] é a taxa de geração no ponto 1, R_t^{1-2} , R_t^{1-3} , R_t^{1-4} e R_t^{1-5} [K/W] são as resistências térmicas entre os elementos 1-2, 1-3, 1-4 e 1-5, respectivamente, e C_t^1 [J/K] é a capacidade térmica associada ao elemento térmico 1.

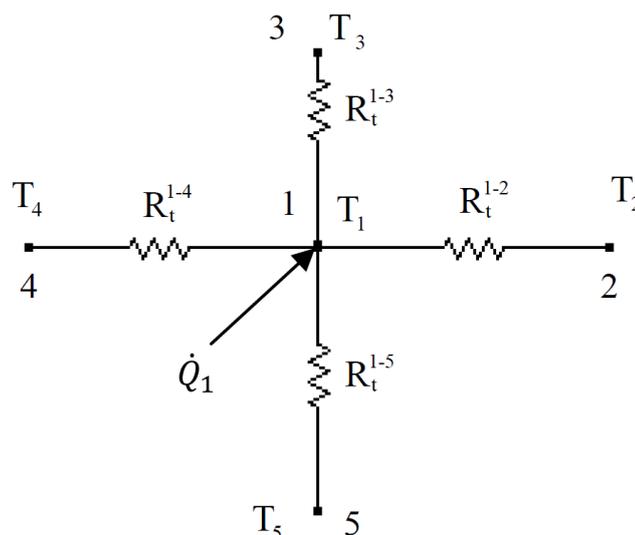


Figura 3.8 – Representação de interação entre componentes em circuito térmico equivalente. Adaptado de VOIGDLENER (2004).

O presente modelo de parâmetros concentrados define 15 componentes para o circuito térmico equivalente. A forma geral do balanço de energia da Equação 3.4 que representa cada um desses componentes é

$$\left(C_t \frac{dT}{dt}\right)_i = \sum \frac{1}{R_t^{ij}} (T_j - T_i) + \dot{Q}_i \quad i, j = 1, \dots, 15 \quad (3.5)$$

Com isso, 15 equações de balanço de energia compõem o sistema a ser resolvido para resolução do problema térmico no modelo de parâmetros concentrados. Deve-se, para isso, definir a matriz de resistências térmicas R_t^{ij} utilizadas nas equações.

Na montagem da eletrobomba, os componentes formam interfaces uns com os outros, de acordo com as suas disposições e superfícies de contato. Com base nisso, definiu-se o circuito térmico equivalente básico, formado por elementos (capacidades térmicas) e interfaces (resistências térmicas de interface, compostas pela condução interna no componente e a resistência de contato entre os componentes).

As resistências térmicas de interface foram inseridas entre cada par de componentes sólidos que mantenham contato na montagem da eletrobomba. Sua modelagem engloba a condução de calor do centro de cada componente até a interface e a resistência de contato imposta pelo contato imperfeito das superfícies. Considerando a geometria da eletrobomba analisada no presente trabalho, um total de 28 interfaces foram modeladas, das quais 23 foram representadas como contato entre sólidos e 5 foram resistências impostas pela fina folga de ar do entreferro.

Além desse tipo de resistência térmica, o circuito térmico equivalente prevê resistências térmicas entre determinados componentes e o ambiente externo, a fim de caracterizar os fenômenos de convecção e radiação. Há também a presença de troca de calor por convecção com a água que circula pela eletrobomba, além das fontes de geração de calor internas do motor elétrico. A Figura 3.9 apresenta o circuito térmico equivalente completo, de acordo com a numeração de componentes apresentada na Tabela 3.2.

A metodologia utilizada para modelar e determinar as resistências térmicas de cada um dos fenômenos modelados é apresentada nas Seções 3.3.1 a 3.3.6.

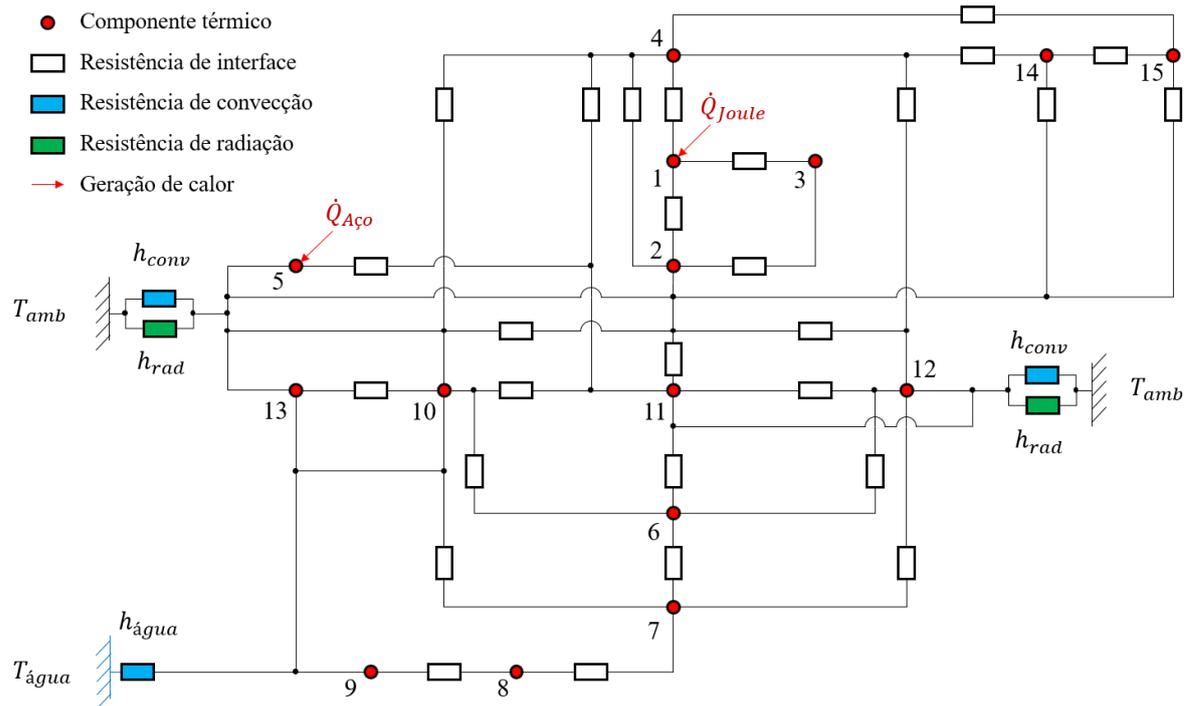


Figura 3.9 – Esquema do circuito térmico equivalente representativo da eletrobomba.

3.3.1 Analogia com circuitos elétricos

O desenvolvimento de um modelo térmico de parâmetros concentrados se baseia na construção de um circuito térmico equivalente para representar o problema em questão. Esse circuito visa considerar todas as interações térmicas presentes, considerando diversas partes constituintes do domínio de interesse e a forma com que as mesmas trocam calor entre si e com o meio externo. O conceito de circuito térmico equivalente é estabelecido a partir da analogia entre fluxo de calor e corrente elétrica, permitindo resolver problemas térmicos utilizando as mesmas ferramentas analíticas e numéricas utilizadas para solução de problemas elétricos.

Essa analogia se baseia na semelhança, na forma matemática, entre a Lei de Ohm e a Lei de Fourier, que regem, respectivamente, a condução de carga elétrica e de calor. Assim como uma resistência elétrica está associada à condução de eletricidade, ou passagem de corrente, pode-se definir uma resistência térmica que esteja associada à transferência de calor.

A Lei de Ohm estabelece que, para condutores ôhmicos mantidos a uma temperatura constante, a razão entre a tensão medida entre dois pontos e a corrente elétrica que atravessa o condutor é constante e equivale à resistência do condutor. Por sua vez, a resistência de um condutor também pode ser relacionada com suas propriedades geométricas e a sua resistividade elétrica, a qual é uma propriedade própria do material. Assim, tem-se

$$R = \frac{V_1 - V_2}{I} = \frac{L\rho_e}{A} \quad (3.6)$$

onde R [Ω] é a resistência do condutor, V [V] é a tensão elétrica, I [A] é a corrente elétrica, L [m] é o comprimento do condutor, ρ_e [$\Omega \cdot m$] é a resistividade elétrica do material do condutor e A [m^2] é a seção transversal do condutor.

Uma vez que a resistividade elétrica é definida como o inverso da condutividade elétrica de um material, tem-se

$$\rho_e = \frac{1}{\sigma_e} \Rightarrow R = \frac{L}{\sigma_e A} \quad (3.7)$$

onde σ_e [$1/\Omega \cdot m$] é a condutividade elétrica do material do condutor.

Por outro lado, a Lei de Fourier estabelece uma equação para a transferência de calor por condução e define uma importante propriedade dos materiais, a condutividade térmica. A Lei de Fourier pode ser expressa da seguinte forma:

$$q_x = -kA \frac{dT}{dx} \quad (3.8)$$

onde q_x [W] é a taxa de transferência de calor na direção x , k [W/m.K] é a condutividade térmica do material, A [m^2] é a seção transversal que o calor atravessa e dT/dx [K/m] é o gradiente de temperatura na direção x . Para um caso simples, como o de uma parede plana, o gradiente de temperatura pode ser modelado como linear, de modo que

$$q_x = -kA \frac{T_1 - T_2}{L} \quad (3.9)$$

onde L [m] é a espessura da parede em questão. Assim, a exemplo da Lei de Ohm, pode-se definir uma resistência como sendo a razão entre um potencial motriz e a sua correspondente taxa de transferência. Ou seja:

$$R_{t,cond} = \frac{T_1 - T_2}{q_x} = \frac{L}{kA} \quad (3.10)$$

onde $R_{t,cond}$ [K/W] é a resistência térmica para a condução em uma parede plana. Ao comparar a Equação 3.10 com a Equação 3.7, fica evidente a analogia supracitada. Assim como para a condução, pode-se determinar resistências térmicas para as trocas de calor por convecção e radiação em uma superfície a partir das seguintes equações linearizadas:

$$q_{conv} = h_{conv}A(T_s - T_\infty) \quad (3.11)$$

$$q_{rad} = h_{rad}A(T_s - T_{viz}) \quad (3.12)$$

onde h_{conv} [W/m².K] e h_{rad} [W/m².K] são, respectivamente, os coeficientes de transferência de calor por convecção e por radiação, enquanto T_s [K] é a temperatura da superfície, T_∞ [K] é a temperatura do fluido e T_{viz} [K] é a temperatura da vizinhança. Deste modo, as resistências térmicas de convecção e de radiação são assim definidas:

$$R_{t,conv} = \frac{T_s - T_\infty}{q_{conv}} = \frac{1}{h_{conv}A} \quad (3.13)$$

$$R_{t,rad} = \frac{T_s - T_{viz}}{q_{rad}} = \frac{1}{h_{rad}A} \quad (3.14)$$

A Tabela 3.3 apresenta uma síntese das principais grandezas elétricas e térmicas que são associadas à analogia entre difusão de carga elétrica e de calor.

A aplicação desta metodologia permite representar que dois corpos a temperaturas diferentes dão origem a um potencial motriz para que ocorra transferência de calor, a taxa de transferência associada aos fenômenos térmicos, sendo que a intensidade desta taxa depende da resistência térmica existente entre os corpos.

Um circuito térmico equivalente obedece às regras básicas de circuitos elétricos como, por exemplo o equacionamento para associação de resistências. Assim, o efeito de se colocar resistências térmicas em série ou em paralelo são os mesmos que os de se colocar resistências elétricas em série ou em paralelo.

Os valores das resistências térmicas são determinados de acordo com o mecanismo de transferência de calor, os materiais dos componentes envolvidos e a geometria. De fato, a acurácia dos resultados obtidos com o modelo de parâmetros concentrados depende fortemente da qualidade da modelagem e determinação dessas resistências.

Tabela 3.3 - Relação entre grandezas elétricas e térmicas da analogia entre difusão de carga elétrica e calor.

Grandezas elétricas			Grandezas térmicas		
Potencial elétrico (tensão)	V	[V]	Temperatura	T	[K]
Corrente elétrica	I	[A]	Taxa de transferência de calor	q	[W]
Densidade de corrente	J	[A/m ²]	Fluxo de calor	q''	[W/m ²]
Condutância elétrica	G_e	[S]	Condutância térmica	G_t	[W/K]
Condutividade elétrica	σ_e	[S/m]	Condutividade térmica	k	[W/m.K]
Resistência elétrica	R	[Ω]	Resistência térmica	R_t	[K/W]
Resistividade elétrica	ρ_e	[Ω /m]	Resistividade térmica	ρ_t	[m.K/W]
Capacitância elétrica	C_e	[F]	Capacidade térmica	C_t	[J/K]

Fonte: Adaptado de ANDERSSON (2013).

3.3.2 Resistências térmicas nas interfaces entre componentes

Cada componente da eletrobomba realiza interações térmicas através de suas superfícies, estejam elas em contato com o ar ambiente ou com outros componentes. Nas situações em que duas superfícies sólidas estão unidas, constitui-se uma interface de troca de calor entre dois componentes. Em cada interface, o fenômeno de transferência de calor de maior importância é o de condução, ou difusão de calor através dos meios sólidos. Por conseguinte, em cada união de superfícies de corpos distintos ocorre condução de calor em ambos os meios, de ou para a interface onde há o contato. No fenômeno de condução, a transferência de calor é regida pela Lei de Fourier, apresentada nas Equações 3.8 e 3.9.

Para uma situação com dois blocos cúbicos, 1 e 2, de dimensões iguais L e colocados em contato em uma de suas faces, a frente de calor na condução de calor de cada bloco até a interface que os une percorre uma distância igual a $L/2$, uma vez que a temperatura de cada componente é assumida estar localizada em seu centro. Assim, traduzindo esta configuração para um circuito térmico composto por resistências térmicas, obtém-se duas resistências de condução colocadas em série entre as temperaturas 1 e 2, sendo uma para a condução através do componente 1 e outra para a condução através do componente 2.

Esta análise seria suficiente para modelar interfaces sólidas ideais, todavia as interfaces reais dificultam um pouco mais o processo de transferência de calor, pois o contato entre superfícies não é perfeito em função de rugosidades e ondulações das superfícies. A rugosidade é um parâmetro de grande importância em equipamentos de engenharia, pois tem sua origem nos processos de fabricação e afeta diversas propriedades de componentes como o coeficiente

de atrito, a resistência ao desgaste e a resistência à corrosão. Sob o ponto de vista térmico, a rugosidade é um dos principais fatores responsáveis pela resistência térmica de contato. O que ocorre é que, devido à disposição dos picos e vales, a área de contato real entre as superfícies, ou área efetiva, é muito menor do que a área de contato aparente. De fato, ao se analisar microscopicamente, o contato efetivo ocorre em apenas alguns pontos discretos na maior parte das interfaces sólidas. Conseqüentemente, criam-se vazios entre as duas superfícies, os quais são preenchidos por um meio intersticial, que na maior parte das aplicações é o ar. A transferência de calor através da interface real é comprometida pois a área disponível para condução de calor pelos meios sólidos é muito reduzida, ao passo que o restante das áreas nominais das superfícies está em contato com o fluido intersticial que, no caso do ar, possui uma condutividade térmica muito menor do que a dos meios sólidos envolvidos. Na prática, o efeito da resistência de contato é percebido como uma queda de temperatura através da interface, uma vez que ela impõe uma maior restrição à transferência de calor.

A resistência de contato é um assunto extensivamente estudado pela comunidade científica, e compreende um fenômeno de grande complexidade porque é influenciado por muitos fatores geométricos, térmicos e mecânicos. Segundo Mantelli e Yovanovich (2002), alguns dos principais parâmetros que afetam a resistência de contato são:

- Geometria dos sólidos em contato (rugosidade das superfícies, ondulação);
- Espessura da lacuna entre superfícies;
- Tipo de fluido ou material intersticial (ar, vácuo, óleo, etc.);
- Condutividades térmicas dos sólidos e do meio intersticial;
- Dureza ou limite de escoamento das asperezas (que afetam a deformação plástica dos picos mais altos do sólido menos duro);
- Módulos de elasticidade dos sólidos (que afetam a deformação elástica);
- Temperatura média da interface (que afeta as propriedades físicas dos materiais).

Outro fator de significativa importância em resistências de contato é a pressão de montagem dos componentes que, juntamente com as propriedades mecânicas mencionadas anteriormente, afeta a deformação elástica e/ou plástica dos picos das superfícies, alterando a área efetiva de contato.

Ainda não há um consenso quanto a um modelo teórico universal capaz de representar resistências de contato com acurácia. Existem modelos analíticos apropriados para situações

específicas que podem ser utilizados quando se tem conhecimento de alguns parâmetros importantes sobre a condição das superfícies que formam o contato. Os modelos existentes são comumente classificados de acordo com o modo de deformação em questão, podendo ser elásticos, plásticos ou elastoplásticos (MILANEZ *et al.*, 2003). Quando os modelos disponíveis não são adequados ou não se tem conhecimento das condições das superfícies com um grau razoável de certeza, a abordagem utilizada é recorrer à obtenção de dados experimentais para mensurar as resistências de contato.

A fim de considerar a imperfeição dos contatos na modelagem das interfaces sólidas do presente modelo, uma resistência adicional de condução é inserida em cada interface. Essa resistência, tratada no modelo como resistência de contato, é estimada com base na abordagem aproximada sugerida por Staton *et al.* (2005), representando a fina camada de meio intersticial que separa as superfícies sólidas e causa a queda de temperatura através da interface. Assim, foi utilizada a hipótese de que a resistência de contato entre duas interfaces, oriunda dos parâmetros apresentados, é equivalente à resistência imposta por uma fina camada de ar, com espessura constante e de valor $L_{ar} = 0,01$ mm. O valor empregado foi aplicado com base em conhecimento tácito, e se mostrou razoável nos testes feitos com o modelo.

Por fim, tem-se que a modelagem das resistências entre interfaces sólidas é composta por resistências de condução colocadas em série. Duas resistências representam a condução de calor por cada um dos meios sólidos que compõem a interface, enquanto a outra resistência computa os efeitos da resistência de contato, sendo aproximada como equivalente a uma fina camada de ar colocada entre os componentes. Finalmente, a resistência composta de cada interface é calculada pelas equações:

$$R_{t,int} = R_{t,cond}^1 + R_{t,cont} + R_{t,cond}^2 \quad (3.15)$$

$$R_{t,int} = \frac{L_1}{k_1 A_{int}} + \frac{L_{ar}}{k_{ar} A_{int}} + \frac{L_2}{k_2 A_{int}} = \frac{1}{A_{int}} \left(\frac{L_1}{k_1} + \frac{L_{ar}}{k_{ar}} + \frac{L_2}{k_2} \right) \quad (3.16)$$

onde $R_{t,int}$ [K/W] é a resistência total da interface, $R_{t,cond}^1$ e $R_{t,cond}^2$ [K/W] são as resistências de condução de cada componente que forma a interface, $R_{t,cont}$ [K/W] é a resistência de contato, e A_{int} [m²] é a área da interface, comum para as três resistências que compõem a resistência total da interface. A lista final de resistências de interface com seus respectivos componentes é apresentada na Tabela 3.4, enquanto os valores destas resistências são apresentados na Tabela 3.5.

Tabela 3.4 – Componentes envolvidos nas resistências de interface.

Resistência	Componente	Componente	Resistência	Componente	Componente
	A	B		A	B
R_t^{1-2}	Enrolamentos	BMC	R_t^{5-11}	Aço	Carcaça C
R_t^{1-3}		TP	R_t^{6-7}	Ferrite	Sobreinjetado
R_t^{1-4}		Carretel	$R_t^{6-10^*}$		Carcaça F
R_t^{2-3}		TP	$R_t^{6-11^*}$		Carcaça C
R_t^{2-4}	Carretel	$R_t^{6-12^*}$	Carcaça T		
R_t^{2-10}	BMC	Carcaça F	R_t^{7-8}	Sobreinjetado	Eixo
R_t^{2-11}		Carcaça C	$R_t^{7-10^*}$		Carcaça F
R_t^{2-12}		Carcaça T	$R_t^{7-12^*}$		Carcaça T
R_t^{2-14}		Plugue	R_t^{8-9}		Eixo
R_t^{2-15}	Carretel	Conectores	R_t^{10-11}	Carcaça F	Carcaça C
R_t^{4-10}		Carcaça F	R_t^{10-13}		Voluta
R_t^{4-11}		Carcaça C	R_t^{11-12}	Carcaça C	Carcaça T
R_t^{4-12}		Carcaça T	R_t^{14-15}	Plugue	Conectores
R_t^{4-14}		Plugue			
R_t^{4-15}		Conectores			

* Resistências que estão na região do entreferro e, portanto, possuem uma folga de ar diferente. Estas resistências são descritas na Seção 3.3.6.

Tabela 3.5 – Valores das resistências térmicas nas interfaces.

Resistências térmicas de interface [K/W]			
R_t^{1-2}	1,90	R_t^{4-15}	169,45
R_t^{1-3}	38,91	R_t^{5-11}	0,47
R_t^{1-4}	0,58	R_t^{6-7}	4,43
R_t^{2-3}	238,54	$R_t^{6-10^*}$	115,08
R_t^{2-4}	3,40	$R_t^{6-11^*}$	491,03
R_t^{2-10}	38,09	$R_t^{6-12^*}$	10,11
R_t^{2-11}	188,99	R_t^{7-8}	16,83
R_t^{2-12}	1578,94	$R_t^{7-10^*}$	281,70
R_t^{2-14}	140,05	$R_t^{7-12^*}$	76,47
R_t^{2-15}	704,03	R_t^{8-9}	256,87
R_t^{4-10}	1201,49	R_t^{10-11}	243,27
R_t^{4-11}	1,36	R_t^{10-13}	153,72
R_t^{4-12}	1111,93	R_t^{11-12}	253,85
R_t^{4-14}	377,95	R_t^{14-15}	98,49

* Resistências que estão na região do entreferro e, portanto, possuem uma folga de ar diferente. Estas resistências são descritas na Seção 3.3.6.

3.3.3 Resistências térmicas de convecção com o ar ambiente

A eletrobomba estudada situa-se em um espaço confinado, no interior da lavadora de roupas, e não possui um sistema próprio de ventilação para dissipar o calor gerado. Assim, a troca de calor ocorre por convecção natural com o ar ambiente que, neste caso, é enclausurado e inicialmente está em repouso. Ao contrário do que ocorre em situações de convecção forçada, nos quais alguma forma de mecanismo consome potência mecânica para mover o fluido, na convecção natural o fluido se movimenta de maneira natural e livre, conduzida pelas forças de empuxo que surgem devido à estratificação de densidade entre diferentes camadas de fluido e à presença do campo de força gravitacional. Essa estratificação de densidade, por sua vez, é causada pela estratificação de temperatura entre as camadas, o que torna esse fenômeno inteiramente acoplado ao problema térmico.

Conforme mostra a Equação 3.13, a resistência térmica de convecção com o ar ambiente depende do coeficiente de transferência de calor por convecção h_{conv} , cuja determinação é complexa por ser função da geometria da superfície, das condições do escoamento e das propriedades do fluido que participa da convecção, como condutividade térmica, densidade e calor específico.

O número de Nusselt é um parâmetro adimensional que relaciona o coeficiente h_{conv} através da razão entre as trocas de calor por convecção e por condução, sendo definido por

$$Nu = \frac{h_{conv}L}{k_f} \quad (3.17)$$

onde h_{conv} [W/m².K] é o coeficiente de transferência de calor por convecção, L [m] é o comprimento característico do problema em questão e k_f [W/m . K] é a condutividade térmica do fluido.

Diversas correlações estão disponíveis na literatura para determinação do número de Nusselt em função de outros parâmetros adimensionais comuns em problema térmicos, como os números de Reynolds, Prandtl, Grashof e Rayleigh. Essas correlações são desenvolvidas para condições específicas de escoamento e de geometria, de modo que são mais precisas quanto mais simplificada for a configuração geométrica do problema. Para a interação térmica entre a eletrobomba e o ar ambiente, tem-se uma geometria de alta complexidade, com diversas faces de formatos irregulares e de componentes diferentes estabelecendo contato com o fluido. A

principal correlação utilizada no presente trabalho foi proposta por Yovanovich (1987), que apresentou correlações para descrever a convecção natural em corpos de diferentes formatos imersos em fluidos. Sua correlação apresenta o seguinte formato geral:

$$\overline{Nu}_{\mathcal{L}} = \overline{Nu}_{\mathcal{L}}^0 + \frac{0,67G_{\mathcal{L}}Ra_{\mathcal{L}}^{\frac{1}{4}}}{[1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{4/9}}; \quad 0 < Ra_{\mathcal{L}} < 10^8 \quad (3.18)$$

onde $\overline{Nu}_{\mathcal{L}}^0$ e $G_{\mathcal{L}}$ são constantes de ajuste da correlação que dependem da topologia do problema, $Ra_{\mathcal{L}}$ é o número de Rayleigh e Pr é o número de Prandtl do fluido.

O número de Rayleigh é um produto direto do número de Grashof, que fornece uma razão entre forças de empuxo e forças viscosas que atuam no fluido, com o número de Prandtl, que é a razão entre as difusividades de quantidade de movimento e térmica de um fluido. Estes parâmetros são calculados a partir das seguintes expressões:

$$Ra_{\mathcal{L}} = \frac{g\beta\Delta T\mathcal{L}^3}{\alpha\nu} \quad (3.19)$$

$$Gr_{\mathcal{L}} = \frac{g\beta\Delta T\mathcal{L}^3}{\nu^2} \quad (3.20)$$

$$Pr = \frac{\nu}{\alpha} \quad (3.21)$$

onde g [m²/s] é a aceleração gravitacional, β [1/K] é o coeficiente de expansão volumétrica térmica do fluido, ΔT [K] é a diferença de temperatura entre a superfície sólida e o fluido, \mathcal{L} [m] é o comprimento característico da correlação, ν [m²/s] é a difusividade de quantidade de movimento, ou viscosidade cinemática, e α [m²/s] é a difusividade térmica.

Na correlação proposta por Yovanovich (1987), o comprimento característico \mathcal{L} é calculado por

$$\mathcal{L} = A^{1/2} \quad (3.22)$$

onde A [m²] é a área total do corpo imerso que está em contato com o fluido. Este cálculo simplificado do comprimento característico se mostra vantajoso pois não depende de comprimentos específicos e de difícil determinação da geometria, mas apenas da sua área total.

Outro ponto positivo da correlação de Yovanovich (1987) é o intervalo de número de Rayleigh para o qual a correlação é válida, cobrindo toda a faixa de escoamento laminar. As constantes de ajuste \overline{Nu}_g^0 e G_g sugeridas por Yovanovich (1987) são valores tabelados de acordo com a forma geométrica do corpo imerso. Os valores destas constantes são apresentados para as formas geométricas mais comuns na Tabela 3.6.

Tabela 3.6 – Constantes para a correlação de Yovanovich (1987) para transferência de calor por convecção natural laminar de corpos imersos.

Forma geométrica	\overline{Nu}_g^0	G_g
Esfera	3,545	1,023
Cubo	3,388	0,951
Cilindro vertical	3,444	0,967
Cilindro horizontal	3,444	1,019

Fonte: Adaptado de BEJAN (2013).

No entanto, pela pouca variação nas constantes entre as diferentes formas geométricas e pelo impacto relativamente pequeno dessa variação no resultado da correlação, Yovanovich (1987) também propôs uma expressão geral para sua correlação utilizando valores médios de \overline{Nu}_g^0 e G_g , válida para $Pr \gtrsim 0,7$:

$$\overline{Nu}_g = 3,47 + 0,51Ra_g^{1/4}; \quad 0 < Ra_g < 10^8 \quad (3.23)$$

de modo que o Nusselt médio do problema de convecção natural pode ser obtido apenas com base no número de Rayleigh calculado.

A correlação na forma da Equação 3.23 foi escolhida para implementação no modelo do presente trabalho, a fim de quantificar a transferência de calor por convecção para os principais componentes da eletrobomba que possuem superfícies em contato com o ar ambiente: o plástico BMC, as três partes da carcaça da bomba e a voluta. As chapas de aço da eletrobomba são também expostas ao ar ambiente, mas têm quase toda a sua geometria recoberta pelas camadas de partes plásticas, e apenas uma parte de sua face superior fica aberta para ter contato com o ar externo, destacada em azul na Figura 3.10.

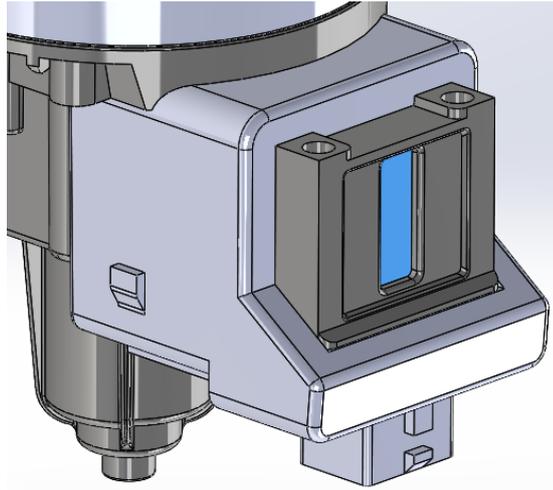


Figura 3.10 – Única face das chapas de aço que fica exposta ao ambiente externo.

Com esta geometria, a correlação de corpos imersos proposta por Yovanovich (1987) não é a melhor opção, e sim uma correlação para placa plana vertical, considerando a posição de montagem da eletrobomba com o eixo orientado na direção vertical. Para essa geometria, Churchill e Chu (1975) propõem a seguinte correlação:

$$\overline{Nu} = \left\{ 0,825 + \frac{0,387Ra_y^{1/6}}{[1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{8/27}} \right\}^2 ; 10^{-1} < Ra_y < 10^{12} \quad (3.24)$$

A correlação dada pela Equação 3.24 assume que a parede é isotérmica, uma hipótese válida para a aplicação em um modelo de parâmetros concentrados. Além disso, ela é válida para uma faixa ampla de número de Rayleigh e todos os números de Prandtl. Em seu trabalho, Churchill e Chu (1975) ainda apresentaram uma correlação que apresenta maior acurácia para a faixa de escoamento laminar, que tem a forma:

$$\overline{Nu} = 0,68 + \frac{0,67Ra_y^{1/4}}{[1 + (0,492/Pr)^{9/16}]^{4/9}} ; Ra_y < 10^9 \quad (3.25)$$

Esta correlação, também desenvolvida para parede isotérmica, foi utilizada para avaliar a troca de calor por convecção na superfície das chapas de aço.

Deve ser mencionado que os componentes da eletrobomba não estão completamente imersos no ar e, assim, resulta algum erro em função de que as correlações são desenvolvidas para objetos imersos em fluidos. Outra deficiência do modelo é o fato de que uma única

temperatura caracteriza as superfícies externas de um componente. Portanto, uma vez que a temperatura não é uniforme nessas superfícies na aplicação real, haverá também um erro no cálculo da transferência de calor. Finalmente, o modelo de parâmetros concentrados prevê uma única temperatura para representar a condição térmica de cada componente, não havendo de fato uma temperatura para a superfície do componente. Para contornar essa última deficiência, inseriu-se uma resistência de condução entre o centro de cada componente e a sua superfície, representando melhor a transferência de calor.

A resistência de condução representada pela Equação 3.10 foi determinada utilizando a área externa do componente que troca com o ambiente por convecção, mesma superfície avaliada nas resistências de convecção. Além disso, a condutividade térmica utilizada foi a de cada material correspondente, enquanto o comprimento L foi um parâmetro de ajuste para estimar a distância média que o calor percorre até atingir a superfície do componente e interagir com o ambiente externo. Como esse é um parâmetro difícil de se estimar, cada comprimento L foi inicialmente estimado a partir da geometria do respectivo componente. Posteriormente, esse comprimento foi ajustado através da comparação de resultados com o modelo de parâmetros distribuídos, no qual a estratificação representada por essas resistências é calculada pela solução tridimensional da equação do calor. Por exemplo, para o plástico BMC o comprimento L foi determinado pela média das espessuras deste componente, enquanto para componentes com formato radial, como as carcaças frontal e traseira, o comprimento L foi calculado com base na espessura radial. Este comprimento é muito menos significativo para o plástico BMC, que é um componente fino e quase inteiramente exposto à convecção, do que, por exemplo, para as chapas de aço, que ficam enclausuradas e apenas perdem calor por convecção em parte de uma de suas extremidades. O resumo das correlações e dos dados geométricos utilizados é apresentado na Tabela 3.7.

Tabela 3.7 – Correlações e parâmetros geométricos utilizados nas resistências térmicas de convecção natural com o ar ambiente.

Componente	Correlação	Área exposta	Comprimento da condução
		para convecção	interna até a superfície
		A [mm ²]	L [mm]
Carcaça central	Equação 3.23	4952,7	10,00
Carcaça frontal	Equação 3.23	5807,9	14,70
Carcaça traseira	Equação 3.23	3760,0	1,15
Plástico BMC	Equação 3.23	8760,6	2,00

Voluta	Equação 3.23	9976,2	14,27
Chapas de aço	Equação 3.25	169,2	32,75

3.3.4 Resistência térmica de radiação com o ambiente

A radiação é um fenômeno presente em motores elétricos, tanto interna quanto externamente. Entretanto, há uma considerável dificuldade em se quantificar essa troca de calor de forma analítica, devido às incertezas associadas às emissividades de geometrias tão complexas. Também não há disponibilidade de trabalhos na literatura com resultados experimentais que visem quantificar as resistências radiativas de motores elétricos. Por conta disso, modelos térmicos de motores elétricos comumente desprezam os efeitos da radiação, alegando que as temperaturas mais altas que são atingidas no motor não são suficientes para que a radiação seja significativa. Isto pode ser uma boa aproximação para motores elétricos com ventilação externa, como motores TEFC, nos quais a convecção forçada é a principal responsável pelo resfriamento do motor. Porém, tratando-se de motores que não utilizem convecção forçada ou que operem a velocidades de rotação consideravelmente baixas, a resistência radiativa pode ter um papel relevante e deve ser estimada (BOGLIETTI *et al.*, 2006). Por consequência, na situação da eletrobomba estudada no presente trabalho, que troca calor com o ar ambiente por convecção natural, a participação da radiação é considerada.

Boglietti *et al.* (2006) indicam que, quando um motor está funcionando em um ambiente cujas paredes tenham uma área total muito maior do que a área da superfície externa do motor, é possível aproximar o ambiente como um corpo negro e o motor como uma fonte difusa pontual. Desta forma, a taxa de calor trocado por radiação q_{rad} [W] pode ser estimada por

$$q_{rad} = \varepsilon A \sigma (T_s^4 - T_{amb}^4) \quad (3.26)$$

onde ε é a emissividade da superfície externa do motor, A [m²] é a área de superfície trocando calor, σ é a constante de Stefan-Boltzmann ($\sigma = 5,67 \times 10^{-8}$ W/m²K⁴), T_s [K] é a temperatura da superfície e T_{amb} [K] é a temperatura ambiente, assumida ser igual à temperatura das paredes do ambiente.

A radiação é modelada para cada componente que possui superfícies expostas ao ambiente externo, ou seja, os mesmos componentes que possuem resistência de convecção natural, também possuem resistência de radiação. Essa resistência é inserida no modelo de maneira similar, considerando uma resistência de condução entre ela e o componente em si, para caracterizar um fenômeno de superfície. Além disso, como esses dois fenômenos ocorrem simultaneamente, na construção de um circuito térmico equivalente as respectivas resistências são dispostas em paralelo. Com isso, obtém-se uma resistência equivalente que contempla as parcelas da resistência de convecção natural e de radiação, e que pode ser calculada da seguinte forma:

$$\frac{1}{R_{t,eq}} = \frac{1}{R_{t,conv}} + \frac{1}{R_{t,rad}} \quad (3.27)$$

$$\frac{1}{R_{t,eq}} = h_{conv}A + h_{rad}A = A(h_{conv} + h_{rad}) \quad (3.28)$$

onde h_{conv} é obtido das correlações empíricas, apresentadas na Seção 3.3.3, enquanto o coeficiente de transferência de calor por radiação, h_{rad} [$W/m^2 \cdot K$], é obtido da Equação 3.26 expressando-a na forma da Equação 3.12:

$$q_{rad} = h_{rad}A(T_s - T_{amb}) \Rightarrow h_{rad} = \varepsilon\sigma(T_s + T_{amb})(T_s^2 + T_{amb}^2) \quad (3.29)$$

Assim, o único novo parâmetro necessário para avaliar as resistências de radiação no modelo é a emissividade de cada superfície, uma vez que as áreas são as mesmas utilizadas nas resistências convectivas. A emissividade é uma propriedade que representa a razão entre a radiação emitida por uma superfície e a radiação emitida por um corpo negro à mesma temperatura, e seu valor depende da temperatura da superfície, do comprimento de onda da radiação térmica e da direção analisada. Pode-se, contudo, adotar uma emissividade hemisférica total, que representa a média em todas as direções e comprimentos de onda possíveis, sendo função apenas da temperatura. Mesmo assim, a emissividade é uma propriedade que depende bastante da natureza da superfície.

Em função de ser um parâmetro de difícil determinação, assumiu-se por simplicidade que a emissividade é constante ao longo do tempo e independente da temperatura. O valor de $\varepsilon = 0,85$ foi atribuído a todos os componentes que realizam troca de calor por radiação.

3.3.5 Resistência térmica de convecção com a passagem de água

Além das trocas de calor com o ar ambiente por convecção natural e por radiação, uma característica particular de uma eletrobomba é a interação térmica com o fluido que circula pela voluta. Quando em funcionamento, a eletrobomba fornece uma determinada vazão de água que, ao escoar, troca calor com três principais componentes: a carcaça frontal, o rotor e a voluta. Juntos, esses três componentes formam a câmara da voluta, através da qual a água entra, é movimentada e sai. Nesse escoamento, a convecção é forçada uma vez que as pás do rotor da eletrobomba transmitem movimento ao fluido. Os três componentes da câmara trocam calor através de suas superfícies, o que se traduz na modelagem como resistências de convecção. Novamente, este tipo de resistência segue o formato apresentado na Equação 3.13. Diferentemente da abordagem utilizada para modelar as trocas térmicas por convecção natural, entretanto, a modelagem do escoamento forçado de água não foi implementada utilizando correlações empíricas.

A abordagem inicial para avaliar o efeito da passagem da água no modelo foi considerar o escoamento como turbulento, em função da ação do rotor e da geometria irregular. Assim, tomou-se da literatura um valor típico de coeficiente de transferência de calor para escoamentos turbulentos com líquidos. Bejan (1993) indica que os valores desse coeficiente estão na faixa aproximada de 6×10^2 a 7×10^3 W/m²K para convecção forçada de água. Utilizando o limite inferior, o coeficiente $h_{\text{água}} = 600$ W/m²K foi aplicado no modelo como estimativa inicial. Posteriormente, uma análise de sensibilidade foi realizada com o modelo, cujos resultados são apresentados em detalhes na Seção 5.3.4. Essa análise permitiu concluir que o valor do coeficiente não é de grande relevância, pois valores acima do mínimo inicialmente utilizado não trouxeram variações significativas nos resultados do modelo. Assim, o valor de $h_{\text{água}} = 600$ W/m²K foi mantido.

3.3.6 Resistência térmica no entreferro

A região do entreferro compreende o espaço livre entre o estator e o rotor, sendo fundamental para que o rotor possa efetivamente se movimentar sem que fique travado por atrito. Essa fresta é preenchida por ar, de modo que a troca de calor entre o núcleo de ferrite e

o estator se dá por convecção forçada. O movimento de rotação realizado pelo rotor coloca o ar em movimento e tende a intensificar a transferência de calor nesta região. Assim, a resistência térmica do entreferro é de convecção e com o formato da Equação 3.13.

Para a determinação do número de Nusselt em uma situação de fresta anular entre dois cilindros concêntricos, em que um executa movimento de rotação e o outro permanece estacionário, Bouafia *et al.* (1999) propõem a utilização da seguinte correlação:

$$Nu = 0,132(Ta)^{0,3}; 6 \times 10^3 < Ta < 1,4 \times 10^6 \quad (3.30)$$

$$Nu = 0,029(Ta)^{0,4}; 1,4 \times 10^6 < Ta < 2 \times 10^7 \quad (3.31)$$

onde Ta é o número adimensional de Taylor que compara as forças de inércia devido à rotação com as forças viscosas. Esse número depende da velocidade angular ω [rad/s], do raio médio logarítmico r_m [m], da folga no entreferro δ [m] e da viscosidade cinemática do fluido que preenche entreferro ν [m²/s]:

$$Ta = \frac{\omega^2 r_m \delta^3}{\nu^2} \quad (3.32)$$

onde o raio médio logarítmico é calculado por

$$r_m = \frac{\delta}{\ln[r_i/(r_i - \delta)]} \quad (3.33)$$

onde r_i [m] é o raio do cilindro interno.

Para o entreferro da eletrobomba do presente trabalho, o número de Taylor calculado é de $Ta = 4,64$, valor que se situa bastante abaixo do limite inferior indicado pela Equação 3.30. Esse valor é também menor do que o número de Taylor crítico $Ta_{cr} = 41,49$ indicado por Howey *et al.* (2012) como o valor a partir do qual vórtices de Taylor podem se formar no escoamento. Abaixo do Taylor crítico, o escoamento é estável e pode ser modelado como um escoamento laminar entre duas placas planas infinitas, dominado por forças viscosas.

Essa conclusão corrobora os resultados experimentais apresentados por Bouafia *et al.* (1989), nos quais o número de Nusselt para valores pequenos de número de Taylor converge para $Nu = 1$. Esse valor unitário do número de Nusselt significa que a intensidade da transferência de calor causada por convecção é a mesma que a transferência de calor por

difusão. Uma vez que o fenômeno de convecção é uma composição dos efeitos de advecção e difusão, tem-se que, nesta geometria de entreferro, a advecção não promove uma intensificação da troca de calor, de modo que o fenômeno presente é de difusão pura.

No modelo, a resistência térmica no entreferro foi então modelada como uma camada de ar que impõe uma resistência de condução. Nessa geometria, o espaço ocupado pelo ar pode ser representado por um cilindro oco, com a resistência térmica na direção radial sendo avaliada da seguinte forma:

$$R_{t,cond} = \frac{\ln(r_2/r_1)}{2\pi k_{ar}L} \quad (3.34)$$

onde r_1 e r_2 [m] são os raios interno e externo, respectivamente, k_{ar} [W/m.K] é a condutividade térmica do ar e L [m] é o comprimento do cilindro, que neste caso é igual ao comprimento do núcleo de ferrite.

Na região do entreferro, a troca de calor por radiação também é avaliada entre as superfícies do estator e do rotor. Considerando as superfícies como cinzas e difusas, para cilindros concêntricos longos, a taxa de transferência de calor por radiação é dada por:

$$q_{rad} = \frac{\sigma A(T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1\right)(r_1/r_2)} \quad (3.35)$$

onde σ é a constante de Stefan-Boltzmann ($\sigma = 5,67 \times 10^{-8}$ W/m²K⁴), A [m²] é a área do cilindro interno que participa da radiação, T_1 e T_2 [K] são as temperaturas dos cilindros interno e externo, respectivamente, e ε_1 e ε_2 são as emissividades dos cilindros interno e externo, respectivamente. Assim, a resistência térmica de radiação assume a forma:

$$R_{t,rad} = \frac{\frac{1}{\varepsilon_1} + \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1\right)(r_1/r_2)}{h_{rad}2\pi r_1L} \quad (3.36)$$

Como os fenômenos de condução através do ar e radiação entre as superfícies ocorrem simultaneamente, essas duas resistências térmicas são colocadas em paralelo no modelo para caracterizar essa interface.

3.3.7 Fontes de geração de calor (perdas elétricas)

Uma característica inerente ao funcionamento de motores elétricos é a ocorrência de perdas, as quais ocasionam conversão de parte da energia elétrica em calor. Estas perdas surgem a partir de diferentes mecanismos físicos, podendo ser classificadas em perdas Joule, perdas por histerese, perdas por correntes de Foucault, perdas mecânicas e perdas suplementares. Na eletrobomba estudada, as perdas Joule ocorrem nos enrolamentos da bobina, enquanto as perdas por histerese e por correntes de Foucault têm sua origem nas chapas de aço.

As perdas mecânicas se originam em componentes com movimentos relativos, como os mancais de rolamentos, e as perdas suplementares estão relacionadas a efeitos magnéticos de difícil determinação, localizando-se em torno do circuito magnético formado pelas chapas de aço e o rotor de ferrite. No entanto, essas duas perdas não foram consideradas na modelagem térmica. As perdas mecânicas compreendem a conversão de energia mecânica em energia térmica por meio de atrito e perdas viscosas, e foram desprezadas devido à baixa velocidade de rotação utilizada na eletrobomba e pela localização dos rolamentos no equipamento, que ficam distantes da região mais aquecida. Já as perdas suplementares foram desprezadas por serem perdas de menor significância e de difícil quantificação, uma vez que englobam fenômenos magnéticos como efeito pelicular, perdas por altas frequências (CEZÁRIO *et al.*, 2005), além de efeitos de proximidade e a dispersão do fluxo magnético através dos condutores (YANG *et al.*, 2016).

As perdas Joule, por histerese e por correntes de Foucault foram modeladas e tratadas como fontes de geração de calor. As perdas Joule compreendem o efeito de conversão de energia elétrica em energia térmica quando uma corrente percorre um condutor elétrico com resistência elétrica não nula. As perdas por efeito Joule são proporcionais à resistência elétrica do condutor e ao quadrado da corrente elétrica que atravessa o condutor. Assim, o calor gerado em um intervalo de tempo pode ser quantificado através da seguinte equação:

$$Q_{Joule} = R \int_{t_1}^{t_2} I(t)^2 dt \quad (3.37)$$

onde Q_{Joule} [J] é o calor gerado, R [Ω] é a resistência do condutor, $I(t)$ [A] é a corrente que atravessa o condutor e t_1 e t_2 [s] são os instantes de tempo inicial e final. Para uma corrente constante através do intervalo de tempo I [A], a Equação 3.37 torna-se:

$$Q_{Joule} = R I^2 t \Rightarrow \dot{Q}_{Joule} = R I^2 \quad (3.38)$$

onde \dot{Q}_{Joule} [W] é a potência dissipada no condutor. A modelagem dessa fonte de geração de calor se apoiou em valores de resistência dos enrolamentos da bobina e de corrente circulante medidos na bancada experimental desenvolvida neste trabalho. A corrente, que depende da tensão de alimentação da eletrobomba, foi inserida no modelo de acordo com o resultado de cada teste para a etapa de validação. Os valores se situaram em torno de $I = 0,8$ A, tendo sido este valor de corrente eficaz considerado como padrão do modelo.

No entanto, a resistência do condutor, que é o outro parâmetro de entrada para o cálculo da geração de calor por efeito Joule, não é uma constante ao longo do tempo por variar com a temperatura. Isso ocorre em função da variação da resistividade elétrica dos materiais com a temperatura. Em materiais metálicos, a resistividade de um material tende a aumentar com a temperatura, e esse efeito é proporcional a um coeficiente de temperatura α_e [K^{-1}], que é uma propriedade intensiva do material. Para calcular a variação da resistência de um condutor com a temperatura em função deste coeficiente, utiliza-se a seguinte equação:

$$R = R_0 [1 + \alpha_e(T - T_0)] \quad (3.39)$$

onde R_0 [Ω] é a resistência do condutor à temperatura de referência T_0 [K], enquanto R [Ω] é a resistência do condutor que se quer estimar à temperatura T [K]. A Equação 3.39 requer o conhecimento prévio da resistência do condutor em uma temperatura de referência. Através de dados experimentais, utilizou-se a referência de $R_0 = 19,8 \Omega$ medida na temperatura $T_0 = 20^\circ\text{C}$. Para o coeficiente de temperatura, um valor típico foi utilizado para o material do condutor, alumínio, com $\alpha_e = 0,0043 K^{-1}$. Assim, os efeitos de variação da resistência foram considerados e a perda Joule foi uniformemente distribuída no volume dos enrolamentos.

As outras duas perdas consideradas, por histerese e por correntes de Foucault, são localizadas nas chapas de aço da eletrobomba. As perdas por histerese estão relacionadas com o processo de magnetização e desmagnetização das chapas devido à corrente alternada no circuito magnético do motor. Este processo causa um ciclo de histerese, cujo efeito é o surgimento de uma densidade de fluxo remanescente quando a corrente é zero. Assim, quando a corrente volta a circular e o componente é novamente magnetizado, um esforço maior é

necessário para realinhar os domínios das chapas de acordo com o campo magnético. Quando o sentido do campo é invertido, os domínios também invertem a sua orientação e, para isso, dissipam uma quantidade de energia para vencer o atrito e a inércia. Esse gasto de energia caracteriza as perdas por histerese, que se tornam mais intensas com o aumento da frequência da corrente elétrica alternada.

As perdas por correntes de Foucault, também denominadas correntes parasitas, são resultado da Lei de Faraday, que descreve o comportamento do surgimento de uma força eletromotriz induzida quando há variação de fluxo magnético através de um circuito. Assim, na configuração da eletrobomba, a variação do fluxo magnético cria correntes elétricas induzidas nas chapas de aço, que por sua vez causam uma dissipação de energia por efeito Joule. Especificamente com o intuito de reduzir estas perdas por correntes parasitas é que são utilizadas camadas finas de aço com um isolante elétrico ao invés de um bloco maciço de aço para direcionar o fluxo magnético induzido pelos enrolamentos do motor. Ao reduzir a área de seção transversal por utilizar uma série de chapas laminadas, aumenta-se a resistência de cada chapa, o que reduz a corrente parasita induzida e, conseqüentemente, a geração de calor.

A equação de Steinmetz é uma abordagem comum para quantificar as perdas por histerese. Essa equação relaciona a potência dissipada com a densidade de fluxo magnético e a frequência de operação do motor (YANG *et al.*, 2016). No entanto, a equação de Steinmetz requer coeficientes obtidos experimentalmente e que são específicos do material do núcleo ferromagnético utilizado, o que exige informações fornecidas pelo fabricante do motor.

Para considerar essas perdas no presente trabalho, adotaram-se resultados provenientes de um modelo desenvolvido em paralelo por outros pesquisadores do projeto de pesquisa em que se insere o presente trabalho. Trata-se de um modelo de simulação magnética no código comercial ANSYS Maxwell que utiliza o método de elementos finitos para resolver as equações governantes de um problema magnético. Esse modelo permitiu simular a eletrobomba com a aplicação de diferentes valores de corrente elétrica eficaz, da faixa de 0 a 1,0 A, e determinar uma aproximação polinomial para determinar a taxa de geração de calor nas chapas de aço, $\dot{Q}_{aço}$ [W], em função da corrente eficaz. Todos os testes foram realizados considerando a rotação da eletrobomba em 3600 rpm, relacionada a uma alimentação da rede elétrica de 60 Hz. A curva obtida a partir dos resultados, com coeficiente de determinação (R^2) de 0,9996, é apresentada na Figura 3.11.

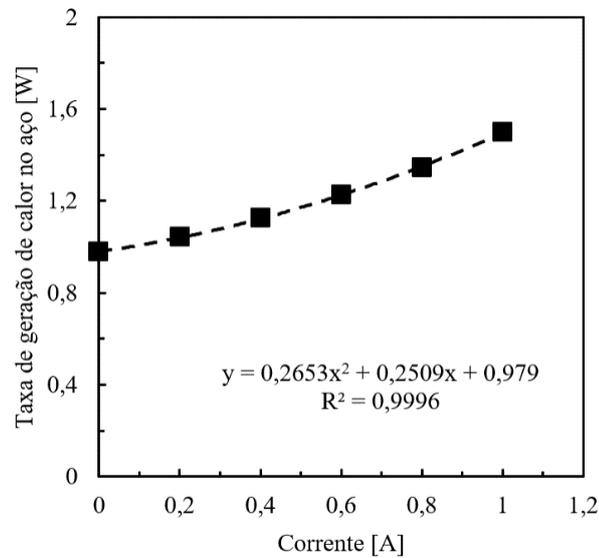


Figura 3.11 – Relação entre a geração de calor nas chapas de aço e a corrente. Símbolos, valores calculados pelo ANSYS Maxwell; linha tracejada, ajuste polinomial utilizado neste trabalho.

3.3.8 Linguagem Modelica

O modelo térmico de parâmetros concentrados foi desenvolvido com o emprego da linguagem Modelica, utilizando o *software* Dymola 2017. Esta seção apresenta uma breve introdução a respeito dessa linguagem, destacando suas principais características e vantagens para a construção do modelo.

A linguagem Modelica é uma linguagem de programação orientada a objetos, baseada em equações e que permite modelar e simular de forma eficiente sistemas físicos complexos (ROMERO e SOUZA, 2012). É uma linguagem voltada para modelagem física e que foi criada com o intuito de facilitar o intercâmbio e reutilização de modelos e bibliotecas, para que pesquisadores se beneficiem dos avanços nessa área (MATTSSON e ELMQVIST, 1998). Dentre as suas características principais, Fritzson (2011) destaca as seguintes:

- Modelica é uma linguagem baseada em equações, e não em declarações de atribuição. Por permitir uma modelagem de fluxos físicos, a linguagem elimina a necessidade de se definir a causalidade das interações entre componentes e não estabelece uma direção única para o fluxo de informações, tornando a modelagem mais versátil. Com isto, a direção de solução das equações é adaptada ao longo do procedimento de solução de

acordo com o contexto do modelo, o qual é definido ao estabelecer quais variáveis são entradas e quais são saídas do modelo.

- Modelica tem a capacidade de modelagem multidomínios, o que torna possível descrever, modelar e conectar componentes que correspondem a objetos de diferentes domínios como, por exemplo, domínios térmico, elétrico, mecânico, hidráulico, biológico, de controle, entre outros.
- Modelica utiliza um conceito geral de classe que unifica diferentes subtipos de classe, utilizados em outras linguagens, em uma mesma construção e formato de linguagem. Isso torna mais simples e estimula a reutilização de componentes e evolução de modelos.

Além destes atributos, a linguagem Modelica oferece uma modelagem híbrida que permite a utilização de componentes discretos e contínuos no tempo em um mesmo modelo. Dessa forma, assim como frequentemente ocorre em sistemas físicos reais, os modelos podem incluir descontinuidades e eventos discretos.

Outro ponto relevante da linguagem Modelica é a organização dos modelos de simulação de maneira modular e hierárquica. A modularidade faz com que um circuito completo de componentes e conectores seja agrupado em um único modelo, o qual pode ser inserido em nível de componente em um modelo maior.

Essas são algumas das características que fazem do Modelica uma linguagem simples e de grande alcance para modelagem e simulação de sistemas físicos. De fato, segundo Broman (2010), a linguagem Modelica é considerada o estado da arte no que se refere à modelagem física multidomínios.

A Figura 3.12 apresenta a visão geral do circuito térmico equivalente da versão final do modelo de parâmetros concentrados em linguagem Modelica, na forma como é apresentado no ambiente do Dymola. Esse circuito representa todos os componentes da eletrobomba modelados e as suas interações com o ambiente externo e com a passagem de água. Uma vez completo, esse modelo é inserido como um submodelo em um nível superior, para ser acoplado com os modelos de geração de calor nos enrolamentos da bobina e nas chapas de aço, conforme mostrado na Figura 3.13. Eventualmente, o modelo mostrado na Figura 3.13 poderia ser conectado a modelos em nível de sistema da máquina na qual a eletrobomba opera, demonstrando assim a versatilidade da linguagem Modelica.

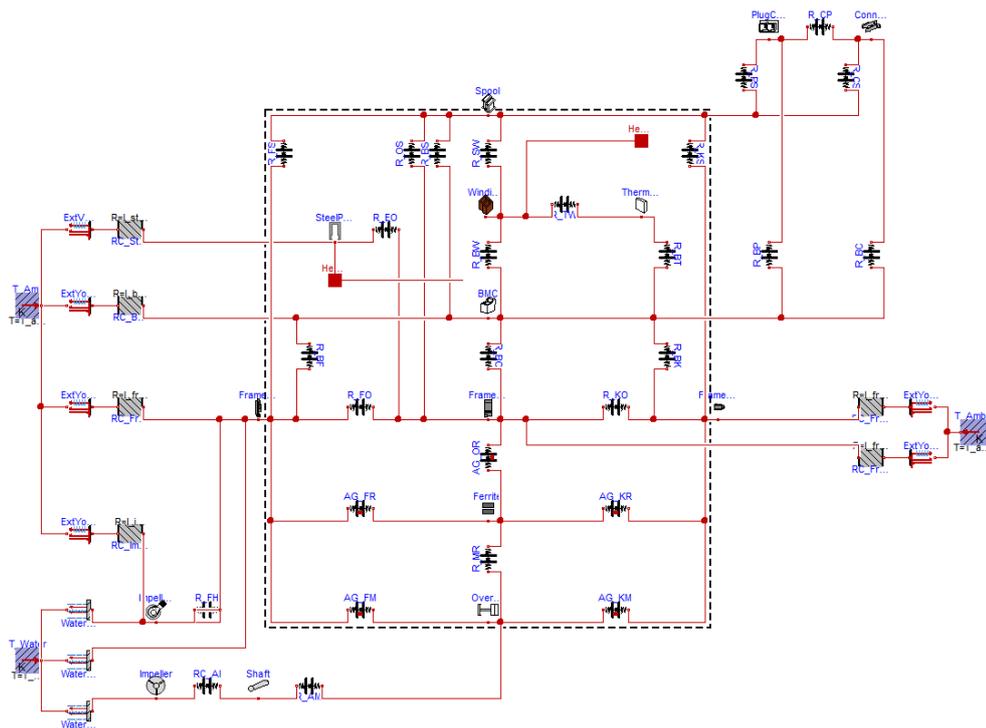


Figura 3.12 – Visão geral do modelo de parâmetros concentrados em linguagem Modelica.

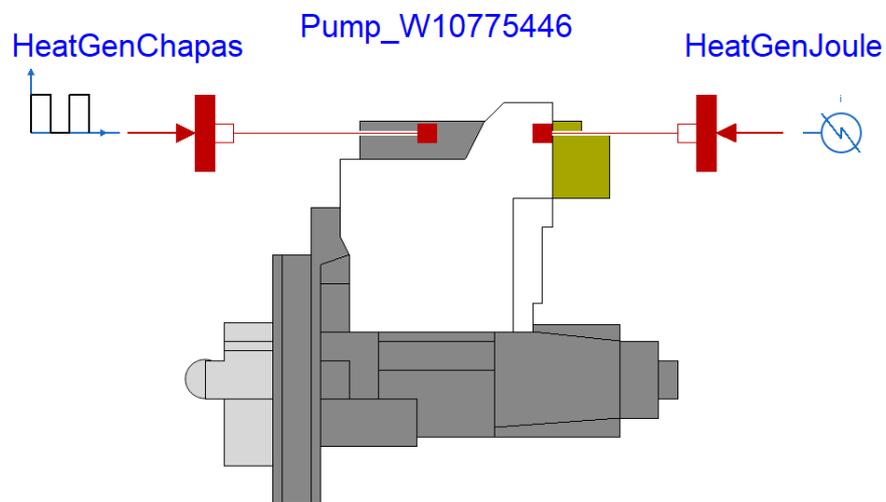


Figura 3.13 – Modelo completo da eletrobomba acoplado às fontes de geração de calor.

3.4 MODELAGEM POR PARÂMETROS DISTRIBUÍDOS

Um modelo térmico tridimensional da eletrobomba foi desenvolvido no código computacional ANSYS Mechanical 15.0 com o intuito de auxiliar o desenvolvimento do

modelo de parâmetros concentrados implementado em linguagem Modelica. O desenvolvimento do modelo 3D teve os seguintes objetivos específicos:

- Visualização da evolução da distribuição de temperaturas na eletrobomba ao longo do tempo, permitindo uma melhor compreensão do fenômeno térmico como um todo;
- Identificação e delimitação dos contatos entre os componentes, para definir as interfaces existentes na eletrobomba;
- Validação preliminar do modelo de parâmetros concentrados, em que os resultados numéricos do modelo 3D foram considerados como referência e a partir dos quais foi possível se determinarem temperaturas ponderadas pelo volume de cada componente com programação APDL;
- Estudo comparativo entre temperaturas locais e ponderadas pelo volume, a fim de indicar as posições adequadas para posicionamento dos termopares na atividade experimental.

As simulações no ANSYS Mechanical 15.0 foram do tipo transiente térmico, ou seja, simulou-se a variação de temperaturas da eletrobomba com o passar do tempo. De acordo com o método de elementos finitos utilizados pelo código, a geometria da bomba foi dividida em elementos pequenos através da geração de uma malha de discretização. Uma vez estabelecidos os elementos, a equação do calor, ou equação da difusão térmica, foi resolvida para cada um dos elementos, avaliando as variações de temperatura do sistema no espaço e no tempo. Para um sistema tridimensional transiente, a forma diferencial da equação governante é:

$$k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + k_z \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \dot{Q}''' = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.40)$$

onde k_x , k_y e k_z [W/m.K] são as condutividades térmicas nas direções x , y e z , respectivamente, \dot{Q}''' [W/m³] é a taxa de geração de calor por unidade de volume, ρ [kg/m³] é a densidade e c [J/kg.K] é o calor específico.

O procedimento de solução requer diversos parâmetros, como propriedades dos materiais de cada componente da eletrobomba e condições do contorno e inicial do problema. Para o estudo da eletrobomba, as condições de entrada foram a geração de calor nos devidos

componentes, trocas de calor com o ambiente externo por convecção e radiação. A condição inicial foi de temperatura uniforme prescrita em todo o domínio.

Uma simulação tridimensional por elementos finitos pode ser bastante detalhada e a acurácia dos seus resultados depende dos dados de entrada fornecidos ao modelo. Uma análise térmica em elementos finitos pode também ser utilizada para validar um circuito térmico de modelo de parâmetros concentrados em desenvolvimento (YANG *et al.*, 2016), como realizado neste trabalho. Para alcançar este objetivo, simulações foram realizadas com condições simplificadas, tais como coeficientes de troca de calor por convecção constantes, as quais foram igualmente aplicadas no modelo de parâmetros concentrados em um primeiro momento. O procedimento realizado foi similar àquele descrito por Nategh *et al.* (2012), empregando análises com código de elementos finitos para ajustar parâmetros do modelo de parâmetros concentrados. O objetivo foi manter consistência entre os modelos, tendo em mente que desvios entre os resultados são inerentes às diferentes abordagens de modelagem. Em suma, o modelo 3D não foi interpretado como um resultado para validação do modelo de parâmetros concentrados, e sim como uma referência de comparação para desenvolver o circuito térmico equivalente da eletrobomba. Essa etapa foi de grande importância para definir a divisão mais conveniente da eletrobomba em componentes e modelar suas resistências térmicas internas.

O procedimento de simulação térmica transiente no ANSYS Mechanical foi realizado através das seguintes etapas:

1. Obtenção da representação geométrica da eletrobomba (desenho CAD)

As simulações da eletrobomba em ANSYS Mechanical requerem a representação geométrica da eletrobomba na forma de um desenho CAD (*Computer Aided Design*). Um exemplar da eletrobomba foi desmontado para permitir a medição dos componentes e desenvolvimento do desenho CAD. Esse desenho foi usado nas simulações por parâmetros distribuídos, que permitiram visualizar virtualmente o campo de temperaturas da eletrobomba em sua geometria. Além disso, o desenho CAD permitiu conhecer melhor os diferentes componentes que fazem parte da eletrobomba, o que foi fundamental para a etapa de construção do modelo de parâmetros concentrados.

2. Definição das propriedades físicas dos materiais

Os seguintes materiais foram empregados na construção dos diferentes componentes da eletrobomba: aço AISI 304, alumínio, BMC, ferrite, ferro fundido, latão e polipropileno. As

propriedades prescritas para esses materiais são apresentadas na Tabela 3.1, à exceção da condutividade térmica do BMC. No modelo de parâmetros distribuídos, adotou-se inicialmente $k_{BMC} = 0,6 \text{ W/m.K}$ e posteriormente este valor foi ajustado após as comparações preliminares entre modelos.

3. Geração da malha do modelo de elementos finitos

A malha utilizada nas simulações foi criada com o auxílio do algoritmo de geração de malha do ANSYS Mechanical. Empregou-se uma malha não-estruturada devido à complexidade da geometria dos diversos componentes da eletrobomba. A malha final, apresentada na Figura 3.14, foi composta por cerca de 82600 elementos.

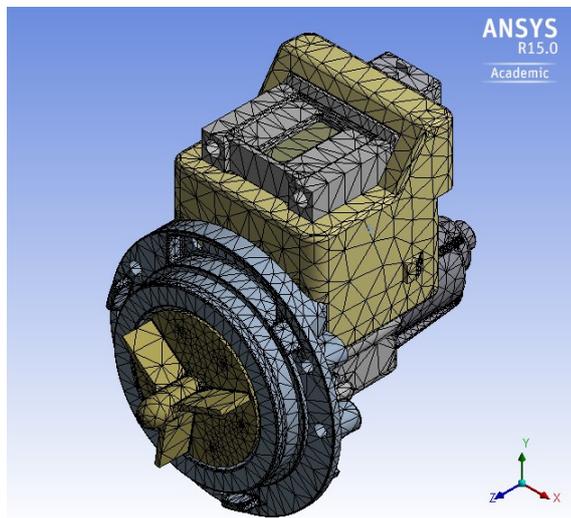


Figura 3.14 – Malha utilizada para as simulações no modelo de parâmetros distribuídos.

4. Definição dos contatos entre componentes;

A configuração das resistências térmicas nos contatos é definida no modelo de parâmetros distribuídos como uma condutância térmica por unidade de área. Assim, tomou-se o valor de condutância por área equivalente às resistências de contato definidas no modelo de parâmetros concentrados. Uma vez que a condutância é o inverso da resistência térmica, folgas de ar de 0,01 mm e condutividade térmica do ar igual a 0,03 W/m.K fornecem o valor de 3000 W/m²K para a condutância no modelo de parâmetros distribuídos.

5. Definição das condições de contorno do problema (geração, convecção, radiação)

A análise de elementos finitos realizada neste trabalho teve por objetivo modelar a condução de calor em partes sólidas com uma condutividade térmica especificada, mas os fenômenos de convecção e radiação foram aproximados como condições de contorno baseadas em correlações empíricas (NATEGH *et al.*, 2012).

As condições de contorno utilizadas no modelo tridimensional foram simplificadas, uma vez que não eram o alvo dos ajustes entre modelos de parâmetros distribuídos e de parâmetros concentrados. Dessa forma, as mesmas condições de contorno foram impostas nos modelos, permitindo avaliar os fenômenos que caracterizam o perfil térmico da eletrobomba.

A geração de calor foi inserida no modelo apenas nos enrolamentos da bobina, ou seja, as perdas nas chapas de aço não foram consideradas. As perdas por efeito Joule foram tratadas como constantes nos períodos em que a eletrobomba fosse considerada ligada e sem variação com a temperatura. Assim, uma geração de calor de 25 W foi uniformemente distribuída ao longo de todo o volume do componente dos enrolamentos da bobina.

A convecção e a radiação foram consideradas nas áreas externas da eletrobomba que trocam calor com o ambiente externo. Nessas superfícies, representadas em amarelo na Figura 3.15, foi imposto o coeficiente de transferência de calor por convecção de $10 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ e a emissividade das superfícies de 0,85, ambos constantes ao longo do tempo.

6. Definição da condição inicial e dos parâmetros da simulação;

A condição inicial imposta foi de equilíbrio térmico entre todos os componentes da eletrobomba e o ambiente externo. Para isso, todos os componentes e o ambiente partiram de uma temperatura inicial 20°C .

As simulações realizadas para comparação com o modelo de parâmetros concentrados foram feitas aplicando operação cíclica na eletrobomba, compostos por ciclos com períodos de 5 minutos com a bomba ligada (geração de calor presente) seguido por um período de 5 minutos de bomba desligada, em que o sistema redistribui o calor e perde calor para o ambiente externo. Com a execução de 5 ciclos, obteve-se um total de 50 minutos (3000 segundos) de simulação.

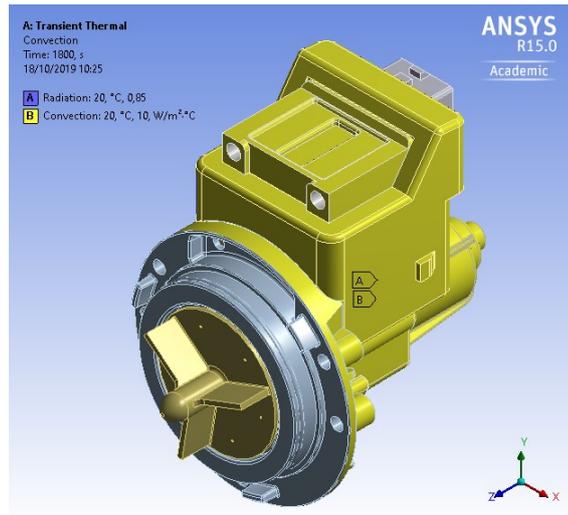


Figura 3.15 – Áreas da geometria consideradas nos efeitos de convecção e radiação.

7. Resolução das equações do problema;

O problema térmico resolvido pelo modelo de parâmetros distribuídos é a equação da difusão do calor. Em sua forma geral, para um problema tridimensional transiente, a equação apresenta a forma mostrada na Equação 3.40. Com o método de elementos finitos, esta equação é discretizada no espaço para cada elemento e no tempo, dando origem a um sistema de equações que descreve a distribuição de calor e temperaturas em todo o domínio a cada instante de tempo. Com a matriz formada por esse sistema de equações, um algoritmo de solução interno ao ANSYS Mechanical calcula a solução numérica aproximada que resolve o sistema e, assim, avança no tempo para resolver o próximo sistema de equações. Ao fim, tem-se a solução do campo de temperaturas em todo o domínio ao longo do tempo, de acordo com os avanços de tempo ajustados na simulação.

8. Análise dos resultados e pós-processamento.

Uma vez completa a simulação do modelo de parâmetros distribuídos, tem-se os resultados para o campo de temperatura em toda a geometria da eletrobomba. Isso permite investigar a evolução do perfil térmico de cada componente ao longo do tempo, de acordo com as condições estabelecidas na simulação. A solução numérica é obtida para cada elemento da malha, o que permite visualizar a distribuição espacial de temperatura nos componentes da eletrobomba. Naturalmente, componentes de materiais que são bons condutores térmicos, como o alumínio, apresentam menor estratificação de temperaturas do que componentes de baixa condutividade térmica como, por exemplo, componentes plásticos.

A fim de comparar os resultados do modelo de parâmetros distribuídos com os resultados do modelo de parâmetros concentrados, uma etapa de pós-processamento foi necessária. Isto se justifica devido à abordagem dos parâmetros concentrados, em que os campos de temperatura ao longo do espaço são aproximados como um valor concentrado, que representa a temperatura equivalente do componente. Desta forma, não há como comparar seus resultados com a distribuição de temperatura ao longo de cada componente fornecida pelo modelo de parâmetros distribuídos. A maneira de contornar essa dificuldade é com a utilização de programação em linguagem *APDL (ANSYS Parametric Design Language)*, aplicada para calcular temperaturas ponderadas pela massa para cada componente da eletrobomba. O cálculo das temperaturas ponderadas pelo volume em *APDL* segue os seguintes passos:

- **Leitura dos resultados no instante de tempo inicial**

Inicia-se um *loop* de avanço no tempo, em que cada iteração inicia com a leitura do conjunto de dados calculados para o instante de tempo da iteração presente.

- **Determinação da geometria a ser pós-processada**

A geometria em que o cálculo deve ser realizado deve ser delimitada para considerar um componente da eletrobomba em específico. Para isso, lança-se mão das *named selections* do ambiente do ANSYS para separar cada componente em uma seleção de geometria.

- **Definição dos vetores para armazenar os resultados de temperatura, os volumes e a multiplicação temperatura por volume dos elementos**

Dois vetores são criados, $T_i = [T_1, T_2, \dots, T_n]$ e $V_i = [V_1, V_2, \dots, V_n]$ onde T_i são as temperaturas e V_i são os volumes de cada um dos n elementos da geometria selecionada. Em seguida, é feita uma multiplicação elemento a elemento entre os vetores para criar o vetor $M_i = [M_1, M_2, \dots, M_n]$ que registra o valor do produto temperatura x volume de cada elemento. Ao multiplicar pelo volume, atribui-se a cada resultado de temperatura maior ou menor peso, o que os torna mais ou menos representativos para o corpo como um todo.

- **Cálculo da temperatura ponderada pelo volume do componente**

O cálculo da temperatura ponderada pelo volume é realizado pela seguinte equação:

$$T_m = \frac{\sum_{i=1}^n M_i}{\sum_{i=1}^n V_i} = \frac{\sum_{i=1}^n T_i V_i}{\sum_{i=1}^n V_i} \quad (3.41)$$

- **Registro do valor obtido e avanço no tempo**

Por fim, o valor é registrado e com o avanço no tempo é reiniciado o *loop* no instante seguinte. O processo segue até todo o período de simulação seja percorrido.

O código utilizado para realizar este cálculo de temperaturas ponderadas pelo volume é apresentado no Apêndice A. Com essa sequência de passos, simulações térmicas transientes tridimensionais foram realizadas para a eletrobomba e os resultados do modelo de parâmetros distribuídos puderam ser usados para auxiliar o desenvolvimento do modelo de parâmetros concentrados.

4 BANCADA EXPERIMENTAL

Uma bancada experimental foi desenvolvida para auxiliar a validação do modelo de parâmetros concentrados. O experimento consistiu na instalação da eletrobomba com passagem de água, operando em condições próximas às nominais de funcionamento. A eletrobomba foi posicionada em um suporte para ajustar sua posição, com suas entrada e saída conectadas a um mesmo reservatório de água, a fim de testá-la em operação contínua. A bancada experimental permitiu medições de temperatura ao longo do tempo em diversos pontos da eletrobomba. Além disso, diferentes condições de operação puderam ser testadas, controlando a temperatura da água no reservatório, a pressão da água a montante da eletrobomba, a vazão da água, a potência ativa consumida e a corrente circulante. As Seções 4.1, 4.2, e 4.3 detalham os componentes da bancada e o procedimento de medição.

4.1 COMPONENTES DA BANCADA

A bancada experimental é formada pelos seguintes componentes: eletrobomba e suporte, reservatório de água com resistência elétrica, válvulas de pressão, mangueiras, conexões e abraçadeiras. A instrumentação da bancada consistiu em termopares, transdutor de pressão, sensor de vazão de água, sensor de corrente, equipamentos de aquisição de dados, como placa de Arduino e registrador de dados. Por fim, a bancada possui um quadro de comando para alojar todos os componentes elétricos, como transdutor de potência e dispositivos para o controle da temperatura da água. A Figura 4.1 apresenta uma fotografia da bancada experimental, enquanto a Figura 4.2 apresenta um esquema de seus principais componentes listados a seguir.

- **Eletrobomba e suporte**

A eletrobomba foi instalada na bancada e ligada nas condições de alimentação disponíveis na rede elétrica: tensão de 110 V e frequência de 60 Hz. O suporte de fixação foi desenvolvido em nylon e projetado para possibilitar o posicionamento da eletrobomba nas posições vertical e horizontal, de acordo com a furação adaptada ao acoplamento próprio da eletrobomba.

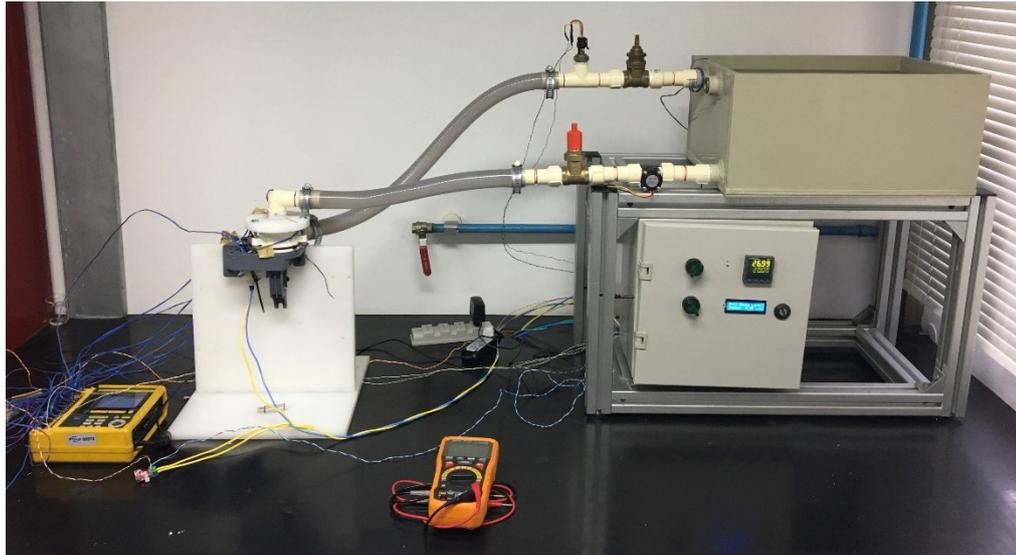


Figura 4.1 – Bancada experimental construída.

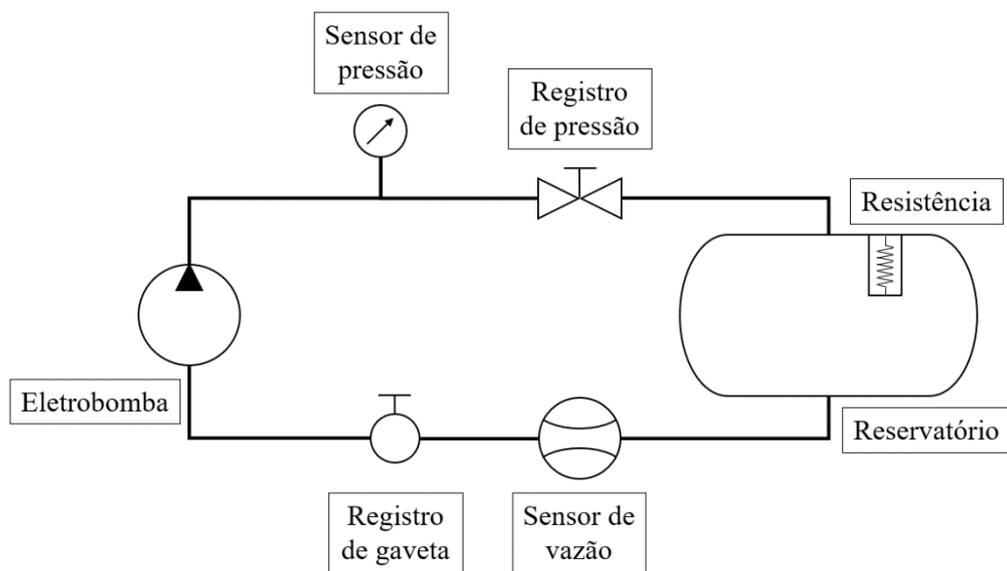


Figura 4.2 – Esquema dos principais componentes da bancada experimental.

- **Reservatório com resistência elétrica**

Um reservatório metálico com capacidade de aproximadamente 20 litros foi utilizado para a água. O reservatório contém duas aberturas, sendo uma no nível inferior para saída de água e uma no nível superior para entrada de água. A saída de água pela abertura inferior permitiu um escoamento mais uniforme na entrada da mangueira, além de garantir o abastecimento constante de água à eletrobomba, auxiliando a impedir a entrada de ar na tubulação.

Uma resistência elétrica com potência nominal de 2200 W foi utilizada para permitir testes com diferentes condições de temperatura da água. Para os testes de validação do modelo de parâmetros concentrados, duas condições foram utilizadas: (i) água fria a 20°C; (ii) água quente a 60°C.

- **Válvulas de pressão**

Foram utilizadas duas válvulas reguladoras de pressão, sendo um registro de gaveta e um registro de pressão, ambos fabricados em latão e bitola 3/4". O registro de gaveta, de temperatura máxima de trabalho de 120°C, foi utilizado nas posições totalmente aberta ou totalmente fechada, para manter a bancada em funcionamento ou interromper o fluxo de água e controlar o esvaziamento de água quando a bancada não estivesse em utilização. Já o registro de pressão, com temperatura máxima de trabalho de 70°C, foi empregado para efetivamente regular a vazão de água saindo da eletrobomba e, assim, controlar a pressão de saída.

Por norma de operação, as lavadoras de roupa devem ser instaladas prevendo uma configuração de 4 ou 8 pés de altura de coluna d'água que deve ser vencida pela eletrobomba de dreno. Assim, esses valores de pressão foram impostos na bancada experimental com o auxílio do sensor de pressão calibrado e ajustando a válvula reguladora de pressão para estabelecer pressões de aproximadamente 0,12 bar ou 0,24 bar (equivalentes a 4 e 8 pés de coluna d'água, respectivamente).

- **Conexões**

Mangueiras com bitola de 3/4" foram utilizadas para conectar a entrada e a saída da eletrobomba, com conexões fabricadas em CPVC, plástico próprio para trabalhar com água quente, com parte interna de latão. Abraçadeiras simples de aço carbono foram também utilizadas para fixar as mangueiras de maneira segura e evitar vazamentos de água ou entrada de ar na tubulação.

4.2 INSTRUMENTAÇÃO

As medições de temperatura ao longo do tempo foram realizadas com termopares do tipo T (cobre-constantan), cuja incerteza de medição é de $\pm 1,0^\circ\text{C}$. Esses termopares foram colocados em pontos selecionados da eletrobomba com o objetivo de permitir a comparação

com os resultados fornecidos pelo modelo de parâmetros concentrados. Devido à forma construtiva da eletrobomba e ao seu modo de funcionamento, no entanto, a instrumentação foi limitada às partes fixas e externas da eletrobomba. Dessa forma, componentes móveis, como o eixo e o rotor, ou componentes encapsulados no interior do equipamento, como os enrolamentos e o carretel, não tiveram suas temperaturas medidas com termopares.

Os principais termopares utilizados foram posicionados nos componentes mais próximos da região de grande aquecimento da eletrobomba, como o plástico BMC, as chapas de aço e o termoprotetor. As suas localizações são apresentadas na Figura 4.3.

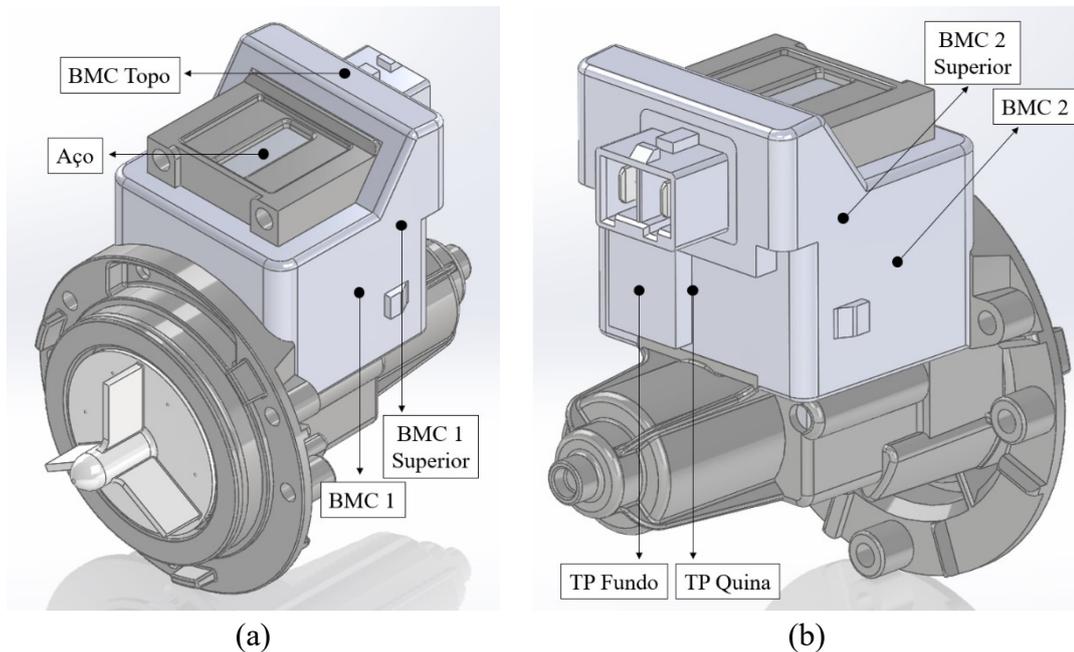


Figura 4.3 – Localização dos principais termopares colocados na eletrobomba.

Inicialmente, a temperatura do BMC foi medida com os termopares posicionados na posição central das suas faces laterais, *BMC 1* e *BMC 2*, e pelo ponto acima e mais distante, *BMC Topo*. No entanto, com base em análise realizada com o modelo de parâmetros distribuídos, identificou-se uma grande estratificação de temperatura nesse componente devido à sua baixa condutividade térmica. Assim, para mapear melhor o perfil térmico do plástico BMC, os termopares *BMC 1 Superior* e *BMC 2 Superior* também foram utilizados.

A temperatura das chapas de aço foi medida na sua única face exposta, conforme mostrado na Figura 4.3 (a). O termoprotetor é um importante componente para garantir a confiabilidade do equipamento e, uma vez que é totalmente enclausurado, uma medida aproximada de sua temperatura foi realizada com termopares instalados sobre uma superfície afastada do termoprotetor por uma camada de BMC. Inicialmente, utilizou-se um termopar ao

fundo do ressalto do plástico BMC onde o termoprotetor é alojado, denominado *TP Fundo*. Todavia, com base na análise proporcionada pelo modelo de parâmetros distribuídos, foi verificado que as laterais do ressalto permitem medições de temperaturas mais elevadas do que o fundo, por estarem mais próximas do termoprotetor. Assim, instalou-se um outro termopar *TP Quina* na lateral deste ressalto. Essas localizações são mostradas na Figura 4.3 (b).

Além das medições em componentes, termopares foram também utilizados para registrar a temperatura ambiente e a temperatura da água entrando na eletrobomba. Os demais termopares utilizados foram instalados em regiões que não se mostraram úteis para a validação experimental ou que tiveram suas medições prejudicadas devido à interferência do campo magnético criado pelo funcionamento do motor elétrico da eletrobomba.

Um multímetro, modelo ICEL Manaus MD-6456, foi utilizado para medir a resistência dos enrolamentos da eletrobomba. Dentro da faixa de valores da resistência medida, entre 20 e 30 Ω , esse aparelho possui uma incerteza de $\pm (1,2\% \text{ do valor de leitura} + 0,5)$.

Devido à impossibilidade de posicionar termopares no interior da eletrobomba para medir a temperatura dos enrolamentos, essa medição foi realizada de maneira indireta. Com o multímetro, a resistência da eletrobomba foi medida nos períodos em que a bomba não estava em operação, ou seja, antes do início do teste e logo após o período de acionamento da bomba, ao longo do período de resfriamento.

Com essas medições de resistência, o método da variação de resistência foi adotado para estimar a temperatura dos fios de alumínio, que são o componente mais crítico em termos de confiabilidade e gerenciamento térmico em motores elétricos. O método da variação da resistência baseia-se na Equação 3.39, escrita da seguinte forma para determinar a temperatura dos enrolamentos a partir da resistência medida:

$$T = T_0 + \frac{\left(\frac{R}{R_0} - 1\right)}{\alpha_e} \quad (4.1)$$

A incerteza do multímetro foi importante para a aplicação desse método, uma vez que uma variação de $\pm 0,1 \Omega$ na medição resistência causa uma variação de aproximadamente $\pm 1,2^\circ\text{C}$ na temperatura estimada para os enrolamentos.

A medição de pressão foi realizada com um sensor de pressão, modelo Injepro SPI17, que foi posicionado próximo à saída da bomba. Esse sensor tem uma faixa de medição de 0 a

17 bar e pode operar em temperaturas entre -20°C e 85°C . O sinal do sensor foi capturado com um registrador de dados Yokogawa Datum-Y XL100. A calibração do sensor foi realizada com o auxílio de um cilindro de nitrogênio e um manômetro próprio, através do qual foi registrada uma série com oito pontos de pressão e o correspondente sinal em tensão fornecido pelo sensor. Através desses pontos, uma curva foi ajustada para converter o sinal elétrico em medição de pressão no registrador de dados. A curva obtida, com coeficiente de determinação (R^2) de 0,998, é apresentada na Figura 4.4.

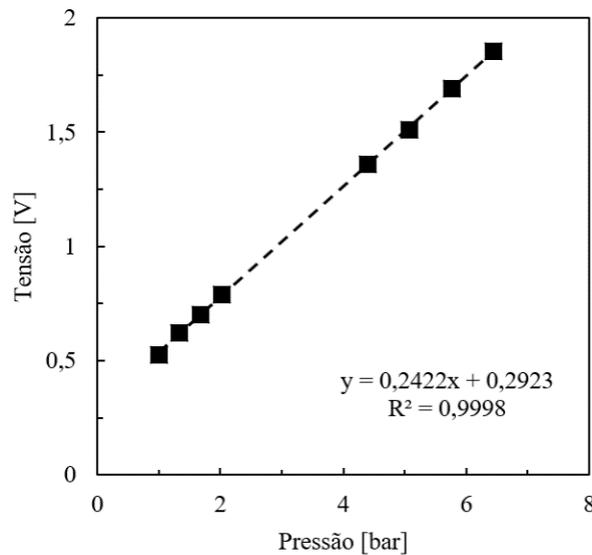


Figura 4.4 – Curva de calibração do sensor de pressão SPI17. Símbolos, medições com o transdutor de pressão; linha tracejada, curva de ajuste.

Para monitorar a vazão de água ao longo do experimento, empregou-se um medidor de vazão tipo turbina, modelo Sea YF-S201, que possui uma faixa de medição de 1 a 30 l/min e incerteza de medição de 10%. O medidor possui um ímã acoplado que trabalha em conjunto com um sensor de efeito Hall para gerar o pulso elétrico que é detectado como sinal. O medidor de vazão de água foi ajustado de acordo com uma curva do fabricante e instalado com uma placa de Arduino.

Um sensor de corrente Allegro ACS712-30A foi inserido entre a rede elétrica e a entrada da eletrobomba para registrar a corrente elétrica em cada teste. O seu funcionamento é baseado no efeito Hall, de modo que o sensor fornece um sinal de tensão proporcional à corrente detectada. O modelo usado é capaz de medir correntes na faixa de $\pm 30\text{ A}$, com incerteza de $\pm 1,5\%$ para o valor de saída na condição de referência de temperatura ambiente de 25°C .

Assim como os termopares e o sensor de pressão, esse componente foi ligado ao registrador de dados Yokogawa Datum-Y XL100 para realizar a captura do sinal.

Além dos instrumentos acima citados, a bancada possui um quadro de comando para alojar os componentes elétricos. Dentro desse quadro, um transdutor de potência ativa, modelo Yokogawa 2285, foi utilizado para receber os sinais de tensão e corrente que alimentam a eletrobomba e calcular a potência consumida, com incerteza de $\pm 0,25\%$ do valor medido. O resultado de potência foi gravado com auxílio de um registrador de dados, permitindo avaliar o consumo de potência ao longo do período de acionamento da eletrobomba. O quadro de comando também possui um sistema para controle da água do reservatório. O controlador de temperatura Eurotherm 2216-E, que possui internamente uma lógica de controle PID para ajuste de temperatura, utilizou o sinal de um termopar posicionado no reservatório para acionar, através de um relé de estado sólido, a resistência posicionada no reservatório de água. Dessa forma, ao ajustar a temperatura desejada para a água, o controlador envia pulsos através do relé para ativar a resistência até se aproximar do valor alvo. Uma vez que a temperatura da água esteja próxima do valor estabelecido, o controlador PID atua de forma a mantê-la o mais constante possível.

O registrador de dados utilizado foi o modelo Yokogawa Datum-Y XL100. Esse registrador possui dezesseis canais de entrada, dos quais treze foram utilizados para receber os sinais dos termopares, um para receber o sinal do sensor de corrente, um para receber o sinal do transdutor de potência ativa, e um para receber o sinal do sensor de pressão. O registrador permite ler e armazenar os sinais ao longo do tempo, com taxa de aquisição máxima de 5 Hz. Além disso, seu visor permite acompanhar em tempo real a leitura dos sinais, já convertidos na grandeza que se deseja medir (temperatura, corrente, potência, pressão). De acordo com as especificações do registrador Yokogawa Datum-Y XL100, sua incerteza para medições com termopares tipo T é de $\pm 1,0^{\circ}\text{C} \pm 0,05\%$ da faixa de medição (-200 a 400°C). Para os sinais de tensão, a incerteza do aparelho é de $\pm 0,1\%$ da faixa de medição, que varia de acordo com o nível de tensão entregue pelo instrumento (por exemplo, o sensor de pressão entrega sinais de até 5 V, de modo que a faixa de medição configurada para este sinal é de -5 a 5 V).

A frequência de aquisição utilizada nos testes experimentais foi a máxima disponível no registrador, igual a 5 Hz. Para as medições de temperatura, essa frequência foi suficiente suas variações temporais são lentas. Para as medições de corrente, entretanto, a baixa frequência de aquisição comprometeu a qualidade do sinal medido. Como o sensor de corrente ACS712-30A mede o valor instantâneo de corrente, o qual é um sinal aproximadamente sinusoidal com

frequência de 60 Hz, a qualidade das medições desta grandeza ficou parcialmente comprometida. Em função disso, realizou-se um pós-processamento do sinal de corrente, com a remoção do ruído do sensor das medições a fim de calcular o valor de corrente eficaz.

4.3 PROCEDIMENTO DE MEDIÇÃO

Para determinar a distribuição de temperatura da eletrobomba ao longo do tempo em diversas condições, alguns dos parâmetros de controle da bancada foram variados entre os testes. A fim de aproximar as condições de operação no experimento das condições reais a que a eletrobomba é submetida em uma lavadora de roupas, os principais parâmetros variados foram a pressão a jusante da eletrobomba e a temperatura da água. Além disso, o tempo de operação da bomba foi controlado para representar um ciclo de lavagem real ou testar condições limite do equipamento. Desta forma, adotaram-se as seguintes condições de teste no levantamento das curvas de temperatura da eletrobomba:

- Dois valores de pressão: 0,12 e 0,24 bar (equivalente a 4 e 8 pés de coluna d'água);
- Dois valores de temperatura da água: 20 e 60°C;

Essas condições definem quatro testes, combinando os valores de pressão e temperatura da água. Para cada condição, três diferentes períodos de operação foram testados para a bomba: 5, 10 e 100 min.

A Tabela 4.1 apresenta a matriz de testes experimentais executados na bancada, divididos de acordo com o grupo que caracteriza a condição de pressão e temperatura da água de cada teste. Todos os testes foram realizados com alimentação da bomba nas condições de 110 V e de 60 Hz. A temperatura ambiente da sala foi controlada ao longo dos testes e mantida o mais próximo possível de 20°C. O procedimento de medição para cada teste consistiu nos seguintes passos:

- i. Ajustar a válvula de pressão para impor a pressão desejada na saída da eletrobomba;
- ii. Ajustar a temperatura desejada para a água no controlador Eurotherm;
- iii. Aguardar a estabilização da temperatura da água na temperatura desejada;
- iv. Aguardar a estabilização da temperatura ambiente e dos termopares da eletrobomba a 20°C;

- v. Medir a resistência dos enrolamentos com o multímetro à temperatura de referência de 20°C;
- vi. Ligar a eletrobomba e simultaneamente iniciar gravação de dados no registrador Yokogawa;
- vii. Desligar a eletrobomba ao fim do período de bomba ligada do referido teste;
- viii. Medir a resistência dos enrolamentos com o multímetro durante o período restante de teste, na frequência indicada na Tabela 4.2;
- ix. Interromper a gravação de dados ao fim do período do referido teste.

Tabela 4.1 – Matriz de testes experimentais.

Grupo	Teste	Pressão [bar]	Temperatura da água [°C]	Bomba ligada [min]	Bomba desligada [min]	Tempo total [min]
1	1	0,12	20	5	10	15
	2	0,12	20	10	10	20
	3	0,12	20	100	50	150
2	4	0,12	60	5	10	15
	5	0,12	60	10	10	20
	6	0,12	60	100	50	150
3	7	0,24	20	5	10	15
	8	0,24	20	10	10	20
	9	0,24	20	100	50	150
4	10	0,24	60	5	10	15
	11	0,24	60	10	10	20
	12	0,24	60	100	50	150

Tabela 4.2 – Frequência de medição da resistência dos enrolamentos nos testes experimentais.

Tempo a partir do desligamento da bomba	Frequência de medição da resistência
30 segundos	Uma medição (temperatura máxima)
1 – 10 min	De 1 em 1 minuto
11 – 20 min	De 2 em 2 minutos
21 – 50 min	De 5 em 5 minutos

5 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos com o modelo de parâmetros concentrados da eletrobomba estudada. Primeiro, na Seção 5.1, apresentam-se comparações entre os resultados obtidos com o modelo de parâmetros distribuídos, simulado no código comercial ANSYS Mechanical, e com o modelo de parâmetros concentrados, desenvolvido em linguagem Modelica. As temperaturas dos componentes da eletrobomba, calculadas pelos dois modelos quando submetidos às mesmas condições de contorno, são comparadas a fim de validar a avaliação da transferência de calor por condução entre os componentes da eletrobomba pelo modelo de parâmetros concentrados.

A Seção 5.2 apresenta os resultados experimentais de temperatura obtidos na bancada desenvolvida no presente trabalho e a comparação dos mesmos com os resultados do modelo de parâmetros concentrados. Essa comparação objetiva a validação do modelo e é efetuada para os principais componentes da eletrobomba (enrolamentos da bobina, chapas de aço, termoprotetor e plástico BMC).

A Seção 5.3 inclui análises de sensibilidade realizadas com os modelos desenvolvidos no trabalho em relação a hipóteses assumidas e parâmetros da simulação, a fim de elencar os aspectos de maior influência sobre os resultados da curva de elevação de temperatura dos enrolamentos da bobina da eletrobomba.

Por fim, a Seção 5.4 apresenta os resultados da versão final do modelo de parâmetros concentrados relevantes para análises de gerenciamento térmico. Questões como tempo de operação e temperaturas máximas alcançadas são avaliadas para condições de regimes permanente e transiente.

5.1 VALIDAÇÃO PRELIMINAR DO MODELO

Para auxiliar no desenvolvimento do modelo de parâmetros concentrados, desenvolveu-se um modelo 3D com o código ANSYS Mechanical para conhecer melhor o fenômeno térmico. O modelo 3D foi também utilizado como referência na validação preliminar do modelo de parâmetros concentrados, permitindo ajustar valores de resistências térmicas e avaliar se a física desse fenômeno tridimensional é bem reproduzida pelo modelo simplificado em linguagem Modelica.

Para realizar essa comparação, diversos parâmetros foram atribuídos de maneira igual nos dois modelos. Entre esses parâmetros estão propriedades dos materiais, coeficiente de troca de calor por convecção, emissividade para radiação e resistências de contato entre componentes. Isso permitiu avaliar essencialmente a qualidade da rede térmica formada pela interação entre os vários componentes.

As propriedades dos materiais, à exceção da condutividade térmica do plástico BMC, são aquelas apresentadas na Tabela 3.1, considerando meio homogêneo isotrópico com propriedades constantes. A condutividade térmica do BMC, k_{BMC} , utilizada na comparação entre os modelos foi prescrita como $0,6 \text{ W/m.K}$, diferentemente do valor final do modelo de parâmetros concentrados, no qual este parâmetro foi reduzido para $0,4 \text{ W/m.K}$, tornando o modelo mais conservador em relação à previsão da temperatura dos enrolamentos do motor elétrico.

Por sua vez, os parâmetros para caracterizar convecção e radiação foram atribuídos de maneira simplificada, com coeficientes de transferência de calor por convecção e emissividades constantes e iguais a $h_{conv} = 10 \text{ W/m}^2.\text{K}$ e $\varepsilon = 0,85$, respectivamente, em todas as superfícies. O ar externo à eletrobomba foi tratado como meio infinito, com temperatura constante e igual a 20°C .

No contato entre os componentes, a mesma aproximação para a resistência térmica foi inserida nos dois modelos. Para o modelo de parâmetros concentrados, conforme a abordagem descrita na Seção 3.3.2, a resistência de contato equivale à resistência de condução imposta por uma fina camada de ar de $0,01 \text{ mm}$ de espessura, assumindo condutividade térmica $k_{ar} = 0,03 \text{ W/m.K}$ para o ar. No modelo de parâmetros distribuídos, a configuração das resistências térmicas nos contatos se dá através de uma condutância térmica por unidade de área, G_t'' . Dessa forma, sendo a condutância o inverso da resistência térmica, o valor $G_t'' = 3000 \text{ W/m}^2.\text{K}$ foi adotado para cada resistência de contato do modelo de parâmetros distribuídos.

As simulações foram realizadas em uma condição de ciclagem, repetindo 5 ciclos em que a bomba permanece ligada por 5 minutos e desligada por 5 minutos, totalizando 50 minutos de simulação (3000 segundos). Nos períodos em que a bomba está ligada, assumiu-se geração de calor de 25 W nos enrolamentos da bobina, enquanto as perdas elétricas nas chapas de aço não foram consideradas.

Em resumo, a comparação entre os modelos visou avaliar o quão bem as trocas de calor são capturadas pelo modelo de parâmetros concentrados. Avaliou-se, assim, a qualidade

do circuito térmico equivalente construído, comparando-se essencialmente as resistências térmicas do modelo de parâmetros concentrados com a condução tridimensional do modelo de parâmetros distribuídos. A fim de possibilitar a comparação entre modelos, as temperaturas obtidas com o modelo de parâmetros distribuídos foram pós-processadas de acordo com o procedimento descrito na Seção 3.4.

A Figura 5.1 mostra os resultados de temperatura obtidos para os enrolamentos da bobina ao longo dos cinco ciclos. Percebe-se que o modelo de parâmetros concentrados acompanha bem os resultados do modelo de parâmetros distribuídos. Embora próximo aos picos de cada ciclo seja perceptível uma pequena diferença na declividade da curva de aquecimento, as variações de temperatura nos períodos de aquecimento e resfriamento são bastante similares e demonstram a adequação do circuito térmico do modelo de parâmetros concentrados.

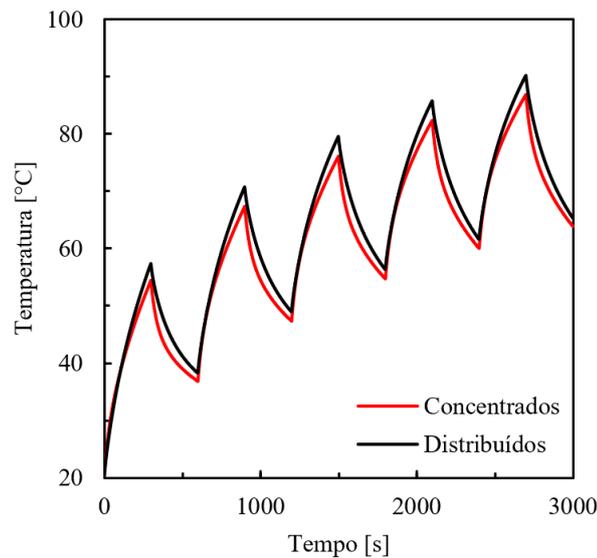


Figura 5.1 – Comparação entre resultados de temperatura dos enrolamentos da bobina dos modelos.

Na Figura 5.2 (a), os resultados obtidos para o plástico BMC são apresentados, enquanto a Figura 5.2 (b) contém os resultados obtidos para o termoprotetor. Novamente, as curvas de temperatura previstas pelo modelo de parâmetros concentrados são bastante similares às curvas obtidas com o modelo de parâmetros distribuídos. No plástico BMC, que é um componente de dimensões maiores e com gradientes significativos de temperatura, a diferença entre os resultados fica mais evidente. De fato, esse é um dos componentes com maior complexidade para a modelagem, considerando que está em contato com um número grande de

componentes e, portanto, a troca de calor é um fenômeno tridimensional. Além disso, sua condutividade térmica baixa causa uma significativa estratificação de temperatura, dificultando a difusão de energia térmica. Ao ignorar essa estratificação e assumir o componente com mesma temperatura, torna-se inevitável que a troca de calor se distancie do fenômeno real e origine diferença entre os resultados dos dois modelos. No termoprotetor, que foi modelado com o mesmo material do plástico BMC, a concordância entre as curvas foi ótima, o que é compreensível por se tratar de um componente de dimensões menores e, assim, com menor estratificação de temperatura.

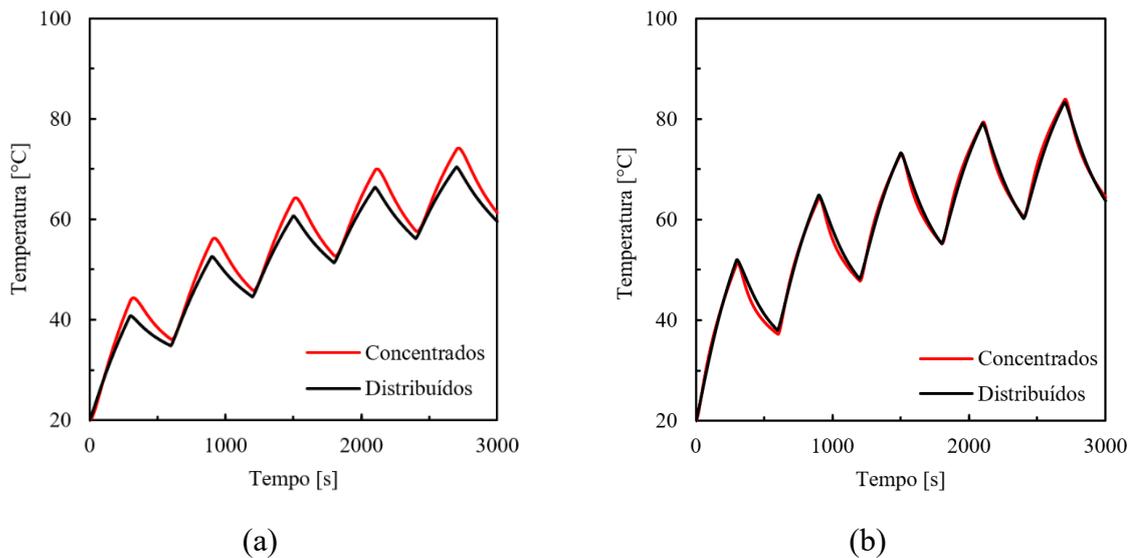


Figura 5.2 – Comparação entre resultados de temperatura do (a) plástico BMC e (b) termoprotetor dos modelos.

Nas figuras a seguir, o resultado do modelo de parâmetros distribuídos é representado por linhas contínuas, enquanto linhas tracejadas são usadas para os resultados do modelo de parâmetros concentrados. Os diferentes componentes são identificados com o emprego de diferentes cores. A Figura 5.3 apresenta os resultados do carretel, em vermelho, e das chapas de aço, em preto. Na configuração da eletrobomba, o carretel está localizado entre os enrolamentos da bobina e as chapas de aço, de modo que configura uma barreira térmica para o fluxo de calor oriundo dos enrolamentos, por ser um componente plástico de baixa condutividade térmica. Isso é perceptível não só pela diferença dos níveis de temperaturas, como também pela menor amplitude da variação da temperatura das chapas de aço. Essa característica térmica das chapas de aço também se justifica pela elevada capacidade térmica por ser um componente denso e, assim, requerendo mais energia para variar a sua temperatura.

Todos os efeitos supracitados são avaliados corretamente pelo modelo de parâmetros concentrados, conforme a concordância entre as linhas cheias e tracejadas na Figura 5.3.

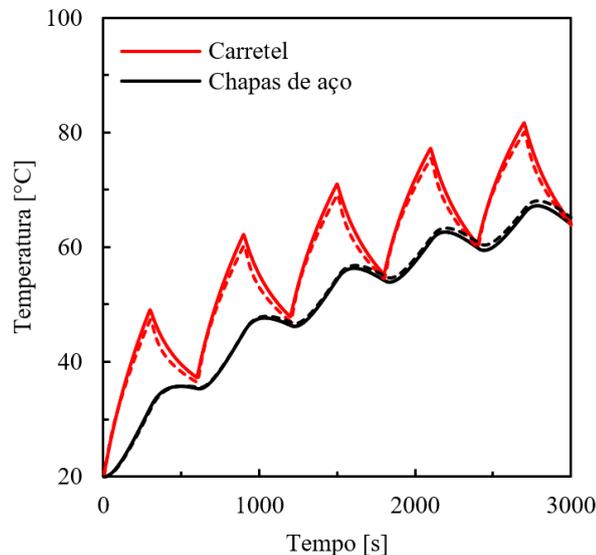


Figura 5.3 – Comparação entre resultados de temperatura do carretel e das chapas de aço dos modelos. Linha cheia, parâmetros distribuídos; linha tracejada, parâmetros concentrados.

A Figura 5.4 mostra os resultados para as três partes da carcaça da eletrobomba. A maior discrepância entre os modelos ocorre na carcaça central, que é a parte mais próxima à região crítica da eletrobomba onde estão os enrolamentos. Assim como o plástico BMC, este é um componente que troca calor com um grande número de componentes, tornando o problema tridimensional. Além disso, enquanto a sua região central dessa parte da carcaça é aquecida pelo calor oriundo dos enrolamentos, suas extremidades superior e inferior são resfriadas através de trocas de calor por convecção e radiação com o ambiente externo, com significativa estratificação de temperatura que afeta as trocas de calor, mas que é ignorada pelo modelo de parâmetros concentrados. Essa estratificação é evidenciada pelo resultado do campo de temperatura obtido com o modelo de parâmetros distribuídos mostrado na Figura 5.5.

Nas demais partes da carcaça, por outro lado, a concordância entre resultados dos modelos foi boa, com temperaturas muito próximas. A carcaça traseira, componente mais distante da região de geração de calor, de fato tem a sua temperatura elevada a uma taxa muito menor, enquanto a elevação da temperatura da carcaça frontal possui taxa de nível intermediário.

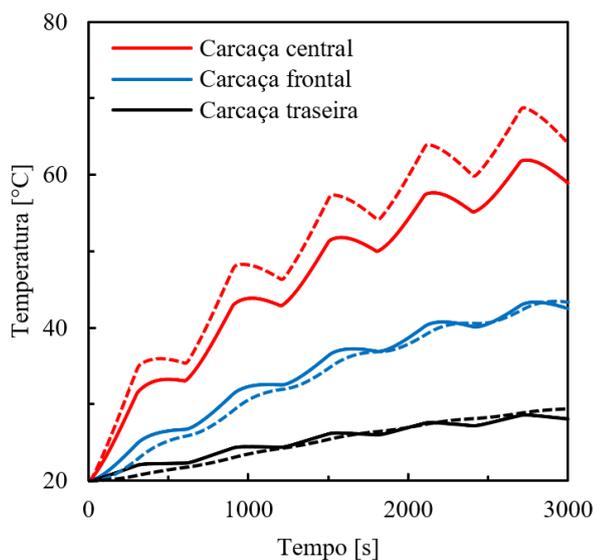


Figura 5.4 – Comparação entre resultados de temperatura da carçaça central, frontal e traseira dos modelos. Linhas cheias, parâmetros distribuídos; linhas tracejadas, parâmetros concentrados.

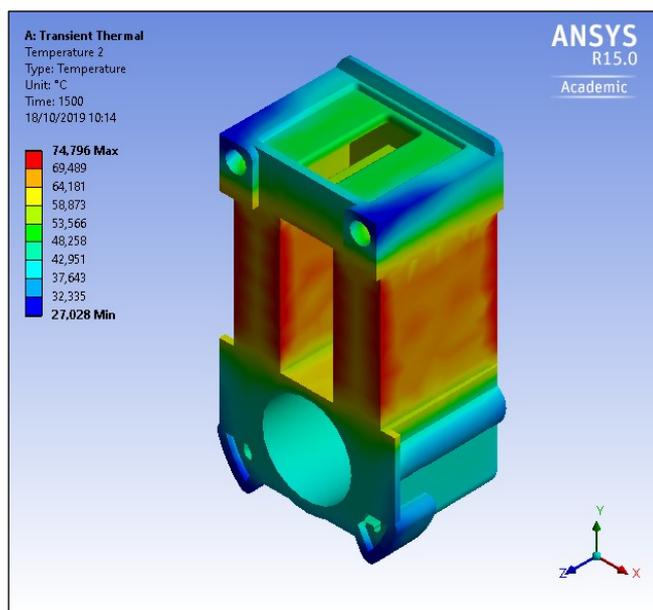


Figura 5.5 – Distribuição de temperaturas na carçaça central no modelo de parâmetros distribuídos aos 1500 segundos.

Na Figura 5.6 são apresentados os resultados de temperatura para o núcleo de ferrite, o eixo e o rotor hidráulico. Os três componentes em questão são componentes menores, situados na região do rotor e um pouco afastados do local de geração de calor. Assim, de uma maneira geral, observa-se boa concordância entre os resultados dos dois modelos para os três componentes. Os efeitos das diferentes inércias térmicas são bem avaliados pelo modelo de

parâmetros concentrados, assim como a troca de calor entre esses componentes, que é mais simples e unidirecional. De fato, o núcleo de ferrite se aquece, transfere calor para o eixo, que uniformiza sua temperatura com maior facilidade devido à sua condutividade térmica alta e transfere calor para o rotor hidráulico em sua extremidade.

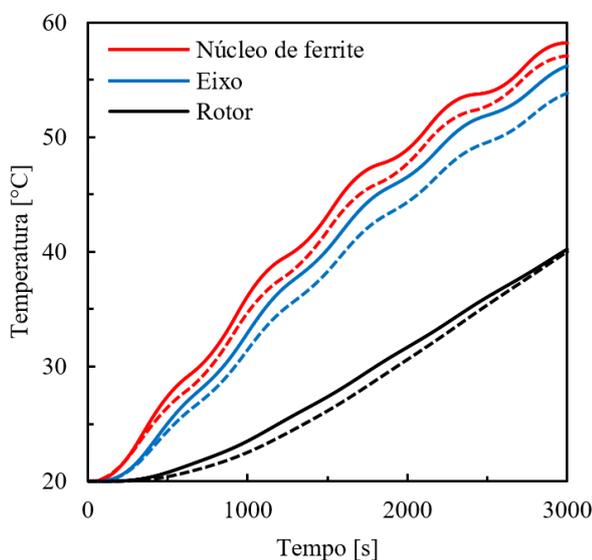


Figura 5.6 – Comparação entre resultados de temperatura do núcleo de ferrite, do eixo e do rotor hidráulico dos modelos. Linhas cheias, parâmetros distribuídos; linhas tracejadas, parâmetros concentrados.

A Tabela 5.1 sintetiza a comparação quantitativa entre os modelos, apresentando os desvios médios e máximos ao longo da simulação dos cinco ciclos. Conforme as figuras anteriores já indicaram qualitativamente, há boa concordância entre os resultados dos modelos para todos os componentes, com desvios médios abaixo de 4,5°C. De fato, à exceção da carcaça central, todos os desvios médios são abaixo de 2,4°C, reforçando a capacidade do modelo de parâmetros concentrados em prever adequadamente os fenômenos térmicos.

A carcaça central foi o componente em que se encontrou o maior desvio máximo, alcançando 6,9°C no último pico de temperatura. Esse desvio é compreensível quando se considera todos os pontos discutidos na análise das curvas dos dois modelos para este componente. O fato de ser um componente plástico com trocas de calor por condução com diversos componentes vizinhos e convecção e radiação em diferentes regiões da sua geometria torna complexa a predição de sua temperatura.

Os demais desvios máximos não passaram de 5°C, o que é bastante positivo para uma simulação transiente de longa duração. Desvios entre os resultados dos dois modelos eram esperados, por ser algo inerente à diferença entre as suas abordagens, mas essas diferenças

ficaram dentro de um nível aceitável. Desta forma, conclui-se que a rede térmica ajustada de parâmetros concentrados captura bem os efeitos térmicos que ocorrem durante o funcionamento transiente da eletrobomba.

Tabela 5.1 – Resumo dos desvios médios e máximos ao longo do tempo da comparação entre o modelo de parâmetros concentrados e o modelo de parâmetros distribuídos.

Desvios entre resultados dos dois modelos [°C]					
Componente	Médio	Máximo	Componente	Médio	Máximo
Enrolamentos	2,4	4,7	Carcaça frontal	0,9	2,1
Plástico BMC	2,3	4,6	Carcaça traseira	0,6	1,3
Termoprotetor	0,8	2,3	Núcleo de ferrite	1,1	1,7
Carretel	1,3	2,5	Plástico sobreinjetado	2,1	3,0
Chapas de aço	0,5	1,2	Eixo	1,6	2,4
Carcaça central	4,4	6,9	Rotor hidráulico	0,7	1,2

A comparação entre modelos de parâmetros distribuídos e parâmetros concentrados foi de grande valia para ajustar as resistências térmicas e validar preliminarmente o circuito térmico construído. No entanto, implementações adicionais no modelo em linguagem Modelica impossibilitaram comparações com o modelo de parâmetros distribuídos. Por exemplo, a inclusão da geração de calor variável com a temperatura por efeito Joule, a transferência de calor para o ar ambiente com o ajuste da convecção natural devido à variação da temperatura das paredes, e o escoamento de água na voluta da eletrobomba, seriam muito custosos computacionalmente para serem incluídos simultaneamente no modelo de parâmetros distribuídos. Assim, a partir da inclusão desses fenômenos no modelo de parâmetros concentrados, a validação dos resultados foi realizada através da comparação com dados experimentais.

5.2 VALIDAÇÃO EXPERIMENTAL DO MODELO

A bancada experimental construída, detalhada no Capítulo 4, permitiu medições de temperatura em diversos pontos externos da eletrobomba e de potência e corrente fornecidas à eletrobomba. Com o objetivo de validar o modelo numérico de parâmetros concentrados, diversas simulações foram realizadas para as condições de teste indicadas na Tabela 4.1. Essas condições de teste consideraram diferentes períodos de bomba ligada e bomba desligada, temperatura inicial, temperatura ambiente, temperatura da água, resistência inicial dos

enrolamentos e corrente circulante. Todos esses parâmetros foram calculados com base nos dados medidos em cada um dos testes experimentais.

Valores de corrente utilizados nas simulações corresponderam aos valores medidos nos testes mais longos de cada grupo de testes da respectiva matriz, em função da dificuldade encontrada na medição de corrente. Conforme explicado na Seção 4.2, devido à baixa taxa de aquisição de sinal, as medições apresentaram erro aleatório significativo, implicando que incertezas de medição menores seriam esperadas em testes com tempo de amostragem maior. Assim, os valores de corrente medidos no terceiro teste de cada grupo, indicados na Tabela 5.2, foram utilizados para as simulações do primeiro e do segundo teste de cada grupo.

Tabela 5.2 – Medições de corrente da bancada experimental utilizadas.

Grupo	Teste	Corrente utilizada [A]
	1	
1	2	0,781
	3	
	4	
2	5	0,815
	6	
	7	
3	8	0,792
	9	
	10	
4	11	0,795
	12	

Na comparação entre dados experimentais e resultados do modelo, atenção especial foi dada aos principais componentes da eletrobomba cujas temperaturas foram possíveis de medir: plástico BMC, chapas de aço e termoprotetor. Além desses componentes, comparações foram também realizadas com dados experimentais de temperatura dos enrolamentos da bobina, obtidos de forma indireta pelo método da variação da resistência.

Um grande número de resultados e curvas de temperatura foram obtidos para esses quatro componentes nos 12 testes indicados na Tabela 4.1. Em função disso, optou-se por discutir na presente seção apenas os resultados dos testes mais longos de cada grupo, realizados com a operação da eletrobomba por 100 minutos, seguidos por 50 minutos de resfriamento natural com a bomba desligada. Da mesma forma como indicado para a medição de corrente, medições de outras variáveis por períodos mais longos são mais robustas por reduzirem

incertezas associadas a ruídos da instrumentação com os termopares. Além disso, as medições em testes mais longos são mais apropriadas para validação do modelo de parâmetros concentrados porque estão associadas a temperaturas muito mais elevadas do que aquelas de testes curtos. Uma vez que se mostre adequado para a simulação de experimentos de longa duração, espera-se que o modelo também seja adequado nas simulações de testes mais curtos. Em função do exposto, os resultados apresentados nesta seção se referem aos testes 3, 6, 9 e 12 da matriz de testes, representados pelas condições indicadas na Tabela 5.3. Os resultados dos testes mais curtos são apresentados no Apêndice B.

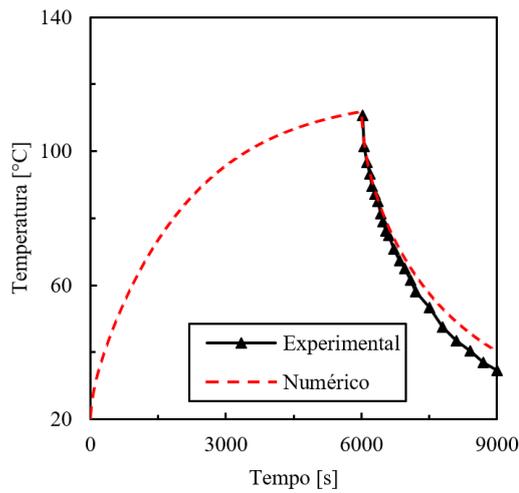
Tabela 5.3 – Resumo das condições dos testes de longa duração.

Teste	Pressão [bar]	Temperatura da água [°C]	Bomba ligada [min]	Bomba desligada [min]	Tempo total [min]
3	0,12	20	100	50	150
6	0,12	60	100	50	150
9	0,24	20	100	50	150
12	0,24	60	100	50	150

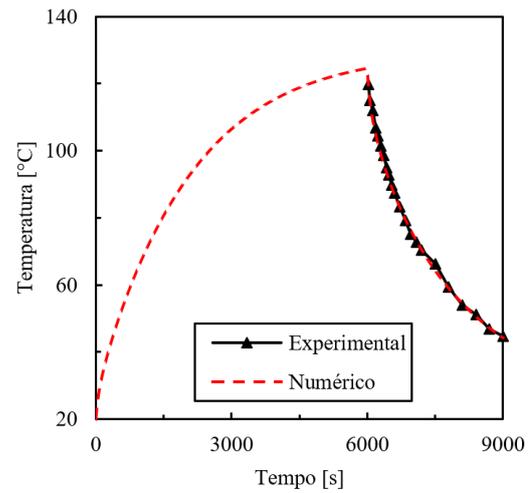
5.2.1 Enrolamentos da bobina

A avaliação experimental da temperatura dos enrolamentos da bobina foi feita a partir do método da variação de resistência. Todas as medições realizadas indicaram resistência $R_0 = 19,8 \Omega$ na temperatura ambiente estável de $T_0 = 20^\circ\text{C}$. Com o emprego da Equação 4.1 e o procedimento descrito na Seção 4.3, a temperatura dos enrolamentos da bobina foi calculada indiretamente a partir do instante em que a bomba foi desligada em cada teste. Os resultados experimentais são apresentados e comparados aos resultados numéricos na Figura 5.7.

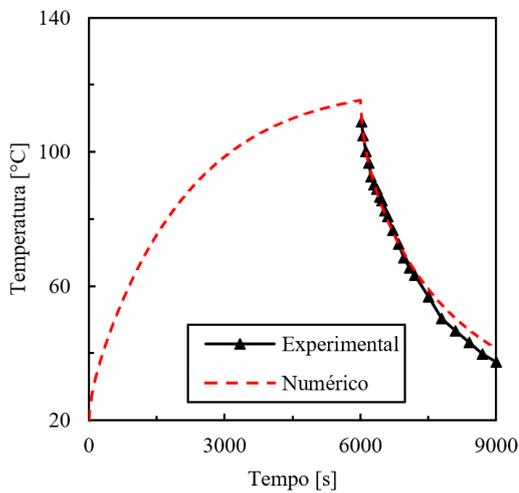
Apesar da incerteza de medição do multímetro para as baixas resistências medidas e da comparação não ser com uma medição direta de temperatura, nota-se boa concordância entre os resultados numéricos e experimentais. A curva de temperatura calculada pelo modelo acompanha bem o resfriamento dos enrolamentos, em particular para os testes 6 e 12, realizados com água quente. Nos testes com água fria, 3 e 9, as temperaturas mais altas se adequaram bem com os resultados experimentais, mas diminuíram a uma taxa mais lenta ao final do intervalo de medição, criando um pequeno afastamento entre as curvas. Entretanto, o fato de o modelo numérico prever temperaturas maiores do que as medidas em alguns pontos é menos crítico do que subestimá-las, estando a favor da confiabilidade do equipamento.



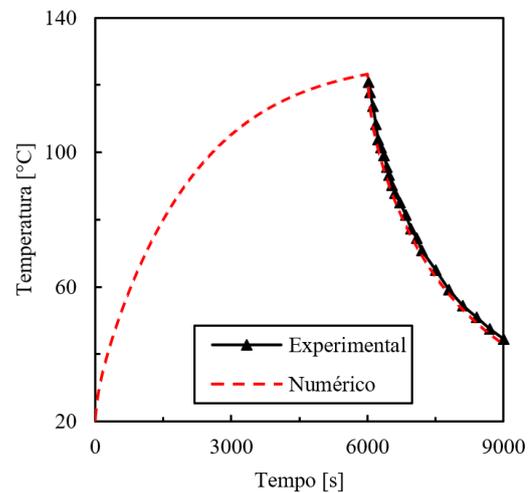
(a) Teste 3 (água fria, 0,12 bar)



(b) Teste 6 (água quente, 0,12 bar)



(c) Teste 9 (água fria, 0,24 bar)



(d) Teste 12 (água quente, 0,24 bar)

Figura 5.7 – Comparação numérico-experimental da temperatura dos enrolamentos da bobina.

A Tabela 5.4 apresenta as temperaturas dos enrolamentos obtidas pelo modelo de parâmetros concentrados e da primeira medição sempre realizada 30 segundos após o desligamento da bomba. O maior desvio foi no teste 3, com resultado numérico $4,7^{\circ}\text{C}$ abaixo da medição, mostrando que os resultados do modelo são adequados. As diferenças encontradas podem ser explicadas principalmente pela incerteza da leitura do multímetro frente aos baixos valores de resistência medidos. De fato, a temperatura dos enrolamentos da bobina no instante da primeira medição sofre uma diminuição súbita e o valor de resistência medido acaba sendo uma aproximação. Embora a medição indireta contribua para os desvios observados entre os resultados numéricos e experimentais, os desvios são aceitáveis.

Tabela 5.4 – Temperaturas dos enrolamentos da bobina na comparação numérico-experimental no instante da primeira medição de resistência.

Teste	Temperatura máxima		
	Experimental [°C]	Numérica [°C]	Desvio [°C]
3	110,8	106,1	-4,7
6	119,7	118,4	-1,3
9	108,9	109,4	0,5
12	120,7	117,1	-3,6

Com base na Figura 5.7 e na Tabela 5.4, também é possível perceber uma diferença entre as temperaturas atingidas nos testes com água fria e com água quente. A utilização de água quente nos testes 6 e 12 tem um impacto nos resultados experimentais, elevando a temperatura máxima em cerca de 10°C. Os resultados numéricos também indicam um aumento de aproximadamente 10°C entre simulações com água fria e quente, reforçando a sua adequação.

5.2.2 Chapas de aço

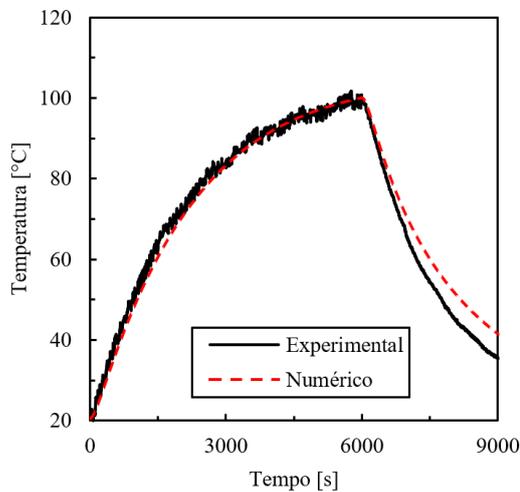
A temperatura das chapas de aço foi monitorada experimentalmente por um único termopar, situado na face superior do componente. Os correspondentes resultados numéricos e experimentais são apresentados na Figura 5.8.

As curvas numérica e experimental apresentam boa concordância, tanto durante o aquecimento quanto no resfriamento da eletrobomba. O modelo representa adequadamente a resposta das chapas de aço, que possui uma capacidade térmica elevada e, portanto, uma maior inércia térmica para variar sua temperatura ao longo do tempo. Um dos trechos que apresenta menor concordância é o período de resfriamento do teste 3, em que a temperatura estimada pelo modelo cai a uma taxa menor do que a experimental. Outro trecho em que alguma deficiência do modelo é observada corresponde ao de aquecimento do teste 9, com a temperatura prevista pelo modelo sendo menor do que o valor experimental, fato que também ocorre nos períodos de aquecimento dos testes 6 e 12, embora com menor intensidade.

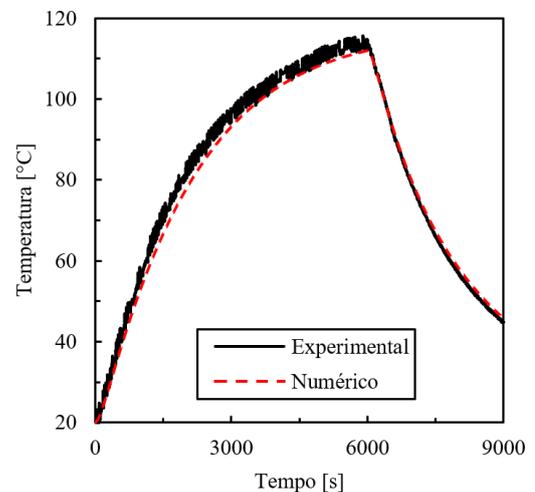
A menor taxa de resfriamento dos resultados numéricos identificada em alguns testes pode ser justificada em parte pelo posicionamento do termopar se dar na única face externa das chapas de aço. Assim sendo, o ponto em que a temperatura é medida é o que se resfria mais rapidamente em toda a peça, por estar em contato direto com o ar ambiente e perder energia por

convecção natural e radiação. O componente com parâmetros concentrados, por sua vez, engloba também as regiões internas deste componente, o que atrasa a sua resposta térmica.

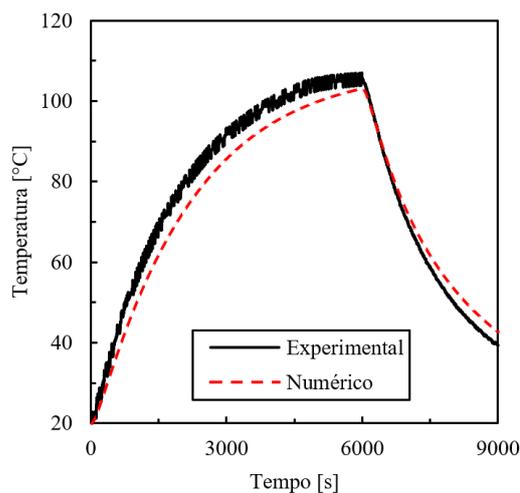
O mesmo princípio ajuda a explicar o fato de as temperaturas calculadas pelo modelo situarem-se um pouco abaixo da experimental em alguns momentos durante o aquecimento. Justamente pelo ponto de medição estar em uma face que fica relativamente próxima ao núcleo onde o calor é gerado por efeito Joule, esse ponto tende a apresentar temperaturas um pouco acima da média encontrada ao longo do restante do componente. Por mais que o aço inoxidável AISI 304 seja um bom condutor térmico e facilite a uniformização da temperatura no componente, essa diferença em relação à modelagem de parâmetros concentrados pode contribuir para causar esses desvios.



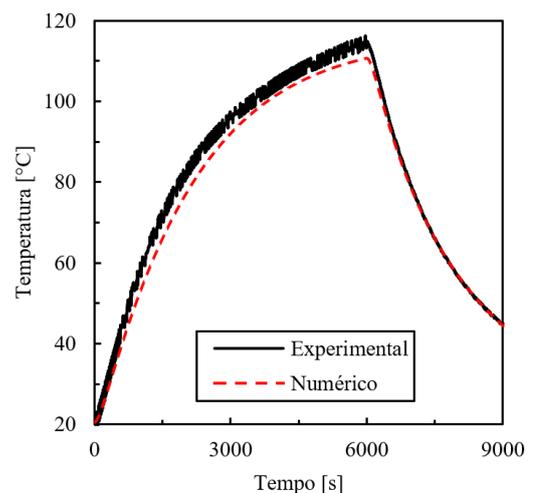
(a) Teste 3 (água fria, 0,12 bar)



(b) Teste 6 (água quente, 0,12 bar)



(c) Teste 9 (água fria, 0,24 bar)



(d) Teste 12 (água quente, 0,24 bar)

Figura 5.8 – Comparação numérico-experimental da temperatura das chapas de aço.

Levando-se em conta a longa duração dos testes e as variações significativas de temperatura provocadas pelo aquecimento das chapas de aço a mais de 100°C e resfriamento na sequência até aproximadamente 40°C, pode-se dizer que esses experimentos se constituem em teste rigoroso do modelo numérico. A concordância entre os resultados numéricos e experimentais valida a modelagem adotada para as chapas de aço.

A Tabela 5.5 apresenta os desvios médios entre resultados numéricos e experimentais nos testes considerados, situando-se todos abaixo de 5,0°C, e com o maior desvio médio de 4,2°C tendo sido obtido para o teste 9.

Tabela 5.5 – Desvios médios obtidos entre resultados numéricos e experimentais para as chapas de aço.

Teste	Desvio médio [°C]
3	2,6
6	2,2
9	4,2
12	2,8

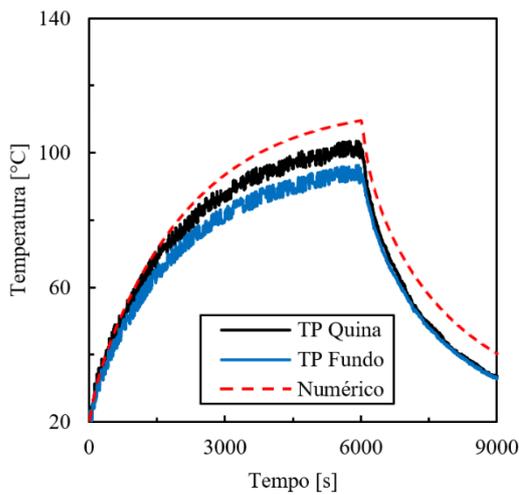
5.2.3 Termoprotetor

A medição de temperatura do termoprotetor foi realizada por dois termopares posicionados externamente à eletrobomba, em volta do ressalto do plástico BMC que o aloja, conforme previamente mostrado na Figura 4.3 (b). Essas localizações dos termopares foram denominadas *TP Quina* e *TP Fundo*, sendo que TP designa termoprotetor. Os resultados de ambos os termopares, juntamente com os correspondentes resultados numéricos de cada teste, são apresentados na Figura 5.9.

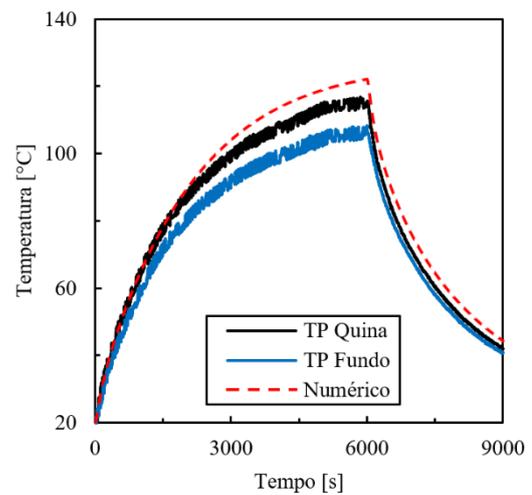
Primeiramente, observa-se das curvas experimentais que as temperaturas na posição *TP Quina* são mais elevadas do que na *TP Fundo*, o que está de acordo com a análise feita com o código ANSYS Mechanical, conforme mencionado na Seção 4.2. Na posição *TP Quina*, a espessura da camada de BMC entre o termopar e a localização do termoprotetor é menor, o que faz com que a temperatura desse ponto fique mais próxima da temperatura do termoprotetor.

As curvas de temperatura previstas pelo modelo de parâmetros concentrados são similares às curvas experimentais, embora os resultados numéricos mostrem temperaturas um pouco acima dos valores medidos. Essa diferença é causada, principalmente, pelo fato da medição não se dar diretamente no componente que está sendo comparado, já que o

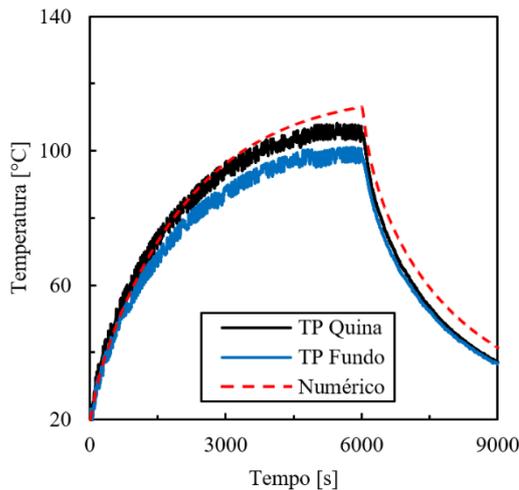
termoprotetor e os enrolamentos da bobina são totalmente encapsulados pelo plástico BMC. Embora a medição no plástico BMC seja feita em pontos o mais próximo possível do termoprotetor, a camada de plástico faz com que a medição do termopar registre temperaturas menores. Além disso, os termopares estão posicionados em uma superfície externa, que troca calor por convecção e radiação, fenômenos que não ocorrem no termoprotetor. Isto também ajuda a explicar como a declividade das curvas de temperatura diminui significativamente nos resultados experimentais dos testes 3 e 9 depois que atingem a faixa dos 80°C, enquanto a temperatura prevista pelo modelo numérico continua aumentando, mas a uma taxa um pouco maior.



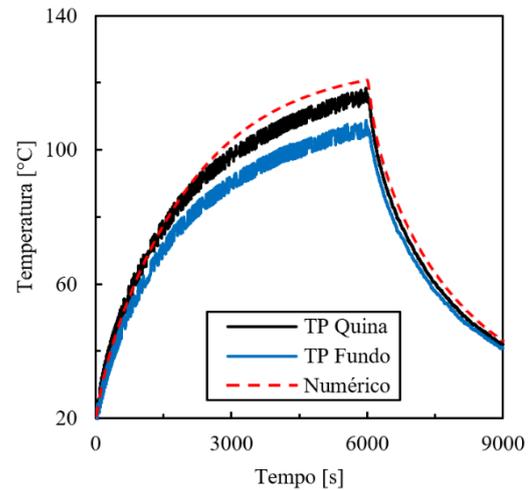
(a) Teste 3 (água fria, 0,12 bar)



(b) Teste 6 (água quente, 0,12 bar)



(c) Teste 9 (água fria, 0,24 bar)



(d) Teste 12 (água quente, 0,24 bar)

Figura 5.9 – Comparação numérico-experimental da temperatura do termoprotetor.

5.2.4 Plástico BMC

Quatro termopares foram utilizados para medir a temperatura do plástico BMC. Inicialmente, dois termopares foram instalados, no centro de cada face lateral do plástico BMC, denominados *BMC 1* para um dos lados da eletrobomba, e *BMC 2* para o outro lado da eletrobomba. Posteriormente, após a análise com o modelo de parâmetros distribuídos, mais dois termopares foram instalados em cada face lateral do plástico BMC, mas um pouco acima dos anteriores, sendo denominados de *BMC 1 Superior* e *BMC 2 Superior*. As temperaturas medidas com os quatro termopares e previstas pelo modelo para cada teste são apresentadas na Figura 5.10.

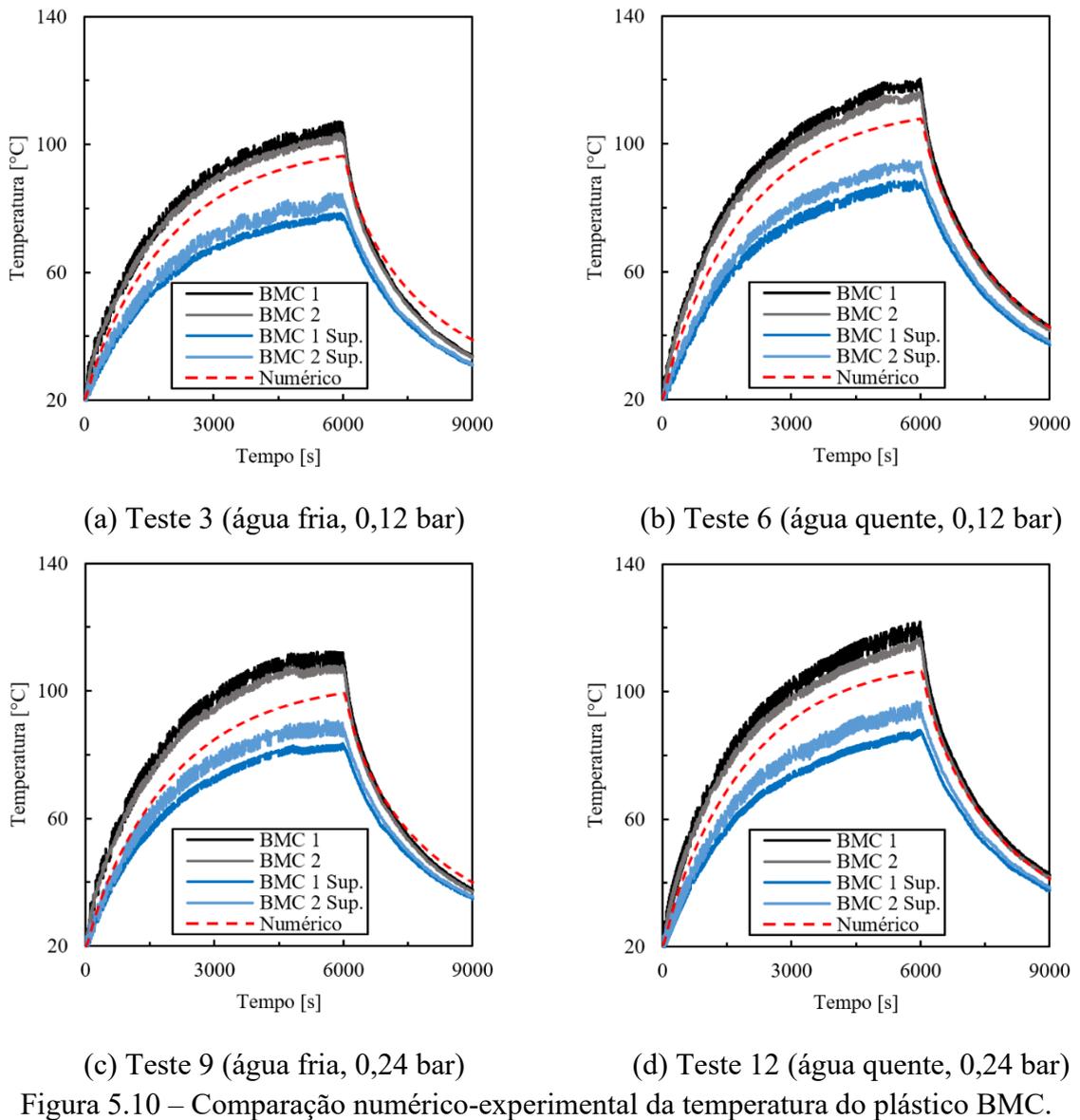


Figura 5.10 – Comparação numérico-experimental da temperatura do plástico BMC.

Observa-se temperaturas similares medidas pelos termopares de posição simétrica, ou seja, curvas do *BMC 1* e do *BMC 2* e curvas do *BMC 1 Superior* e do *BMC 2 Superior*. Os resultados numéricos preveem curvas de aquecimento e resfriamento similares, embora com diferença significativa no período de aquecimento.

As medições deixam claro que as temperaturas são bastante distintas entre posições não simétricas, indicando uma estratificação significativa de temperatura nesse componente. Isso pode ser melhor observado através dos resultados do modelo de parâmetros distribuídos mostrados na Figura 5.11.

Em cada lado do componente, os termopares são posicionados a uma distância de aproximadamente 1,8 cm entre si e a diferença das temperaturas em torno de 20°C é bastante significativa. Essa estratificação de temperatura no plástico BMC prejudica consideravelmente a representação deste componente por parâmetros concentrados e dificulta também a localização do termopar para a medição de uma temperatura que represente um valor médio ponderado pelo volume do componente.

Em função dessa estratificação, a validação experimental consiste em avaliar se os resultados numéricos se situam entre as duas faixas de temperatura medidas, uma vez que o modelo de parâmetros concentrados do plástico BMC calcula uma temperatura ponderada. Considerando os resultados das curvas de temperatura no aquecimento e no resfriamento similares às curvas experimentais, o modelo é considerado adequado.

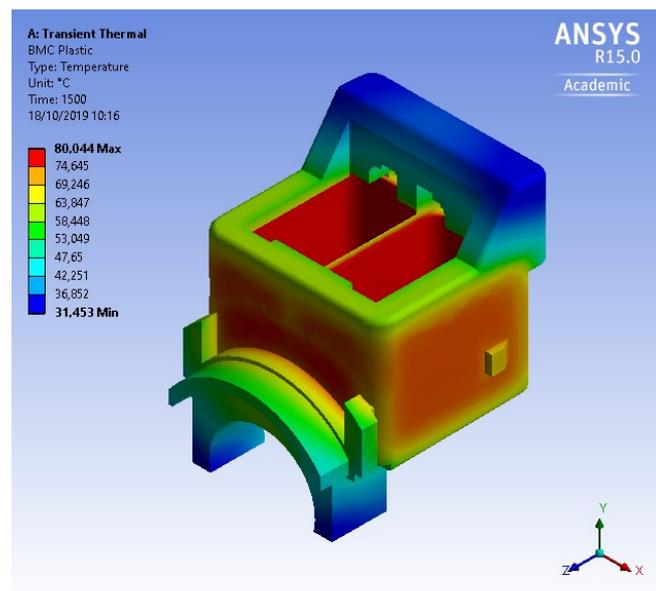
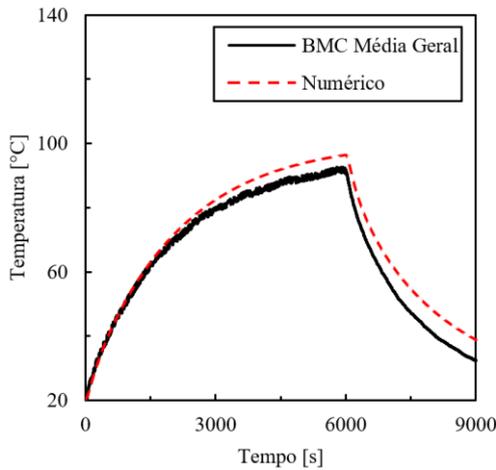
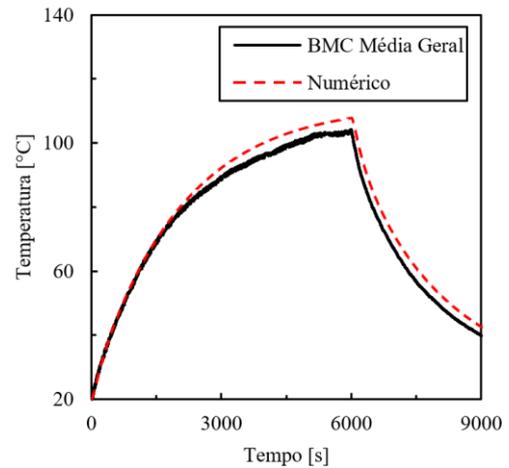


Figura 5.11 – Estratificação de temperatura formada ao longo do plástico BMC.

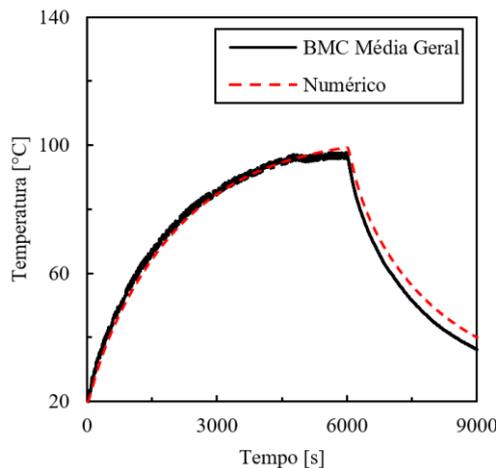
A título de realizar outra comparação entre os resultados numéricos e experimentais, calculou-se a média das temperaturas dos quatro termopares, a qual é mostrada na Figura 5.12 para os quatro testes. Observa-se que os resultados numéricos apresentam concordância bastante boa com as curvas experimentais médias, com desvios médios entre as curvas de no máximo de $4,2^{\circ}\text{C}$, conforme mostra a Tabela 5.6. Entretanto, deve ser ressaltado que a média das temperaturas medidas pelos quatro termopares não é necessariamente igual à temperatura ponderada do plástico BMC. A determinação experimental de uma temperatura ponderada pelo volume medida exigiria um número maior de medições com termopar. Apesar disso, pode-se concluir que as temperaturas calculadas pelo modelo de parâmetros concentrados são razoáveis, considerando a significativa estratificação de temperatura no plástico BMC.



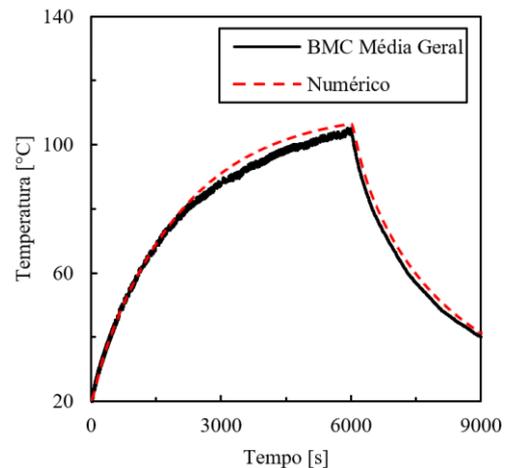
(a) Teste 3 (água fria, 0,12 bar)



(b) Teste 6 (água quente, 0,12 bar)



(c) Teste 9 (água fria, 0,24 bar)



(d) Teste 12 (água quente, 0,24 bar)

Figura 5.12 – Comparação numérico-experimental com a média dos resultados experimentais do BMC

Tabela 5.6 – Desvios médios obtidos entre resultados numéricos e a média dos resultados experimentais do plástico BMC.

Teste	Desvio médio [°C]
3	4,2
6	3,1
9	2,5
12	2,4

5.3 ANÁLISES DE SENSIBILIDADE DOS MODELOS

Após a validação do modelo de parâmetros concentrados através de comparações com resultados de um modelo de parâmetros distribuídos e dados experimentais, o modelo foi utilizado para realizar análises de sensibilidade em relação a diversos parâmetros. Essas análises permitem compreender melhor a transferência de calor da eletrobomba e identificar os parâmetros de entrada que devem ser determinados com maior acurácia para garantir a resposta adequada do modelo. Além disso, pode-se também avaliar a validade de hipóteses assumidas no desenvolvimento dos modelos térmicos. Em geral, as análises de sensibilidade são realizadas com foco na temperatura dos enrolamentos da bobina, por ser este o componente mais crítico no gerenciamento térmico da eletrobomba.

As análises foram realizadas sob a mesma condição de referência e variando apenas um parâmetro de cada vez. As simulações foram aplicadas aos testes experimentais mais longos, já que as maiores elevações de temperatura desses testes evidenciam de forma mais clara os efeitos da variação dos parâmetros. A condição de referência utilizada para as análises de sensibilidade é apresentada na Tabela 5.7. Nestas condições foi prevista uma temperatura máxima dos enrolamentos de 116,2°C, valor que é comparado de acordo com resultados originados pela variação dos parâmetros indicados a seguir.

Tabela 5.7 – Condição de referência utilizada para análises de sensibilidade com o modelo de parâmetros concentrados.

Parâmetro	Valor de referência
Tempo de bomba ligada	100 min
Tempo de bomba desligada	50 min
Temperatura ambiente	20°C
Temperatura inicial	20°C
Temperatura da água	20°C
Resistência inicial	19,8 Ω
Corrente elétrica	0,8 A

5.3.1 Condutividade térmica das chapas de aço

A hipótese de que os materiais da bomba são isotrópicos, assumida na construção do modelo e descrita na Seção 3.2, é particularmente mais restritiva para o componente das chapas de aço. Isto decorre do fato de que as chapas de aço, como o nome sugere, não formam um bloco maciço de aço, e sim um conjunto de finas chapas agrupadas, com espaço isolante entre elas. Essa construção é utilizada a fim de minimizar as perdas do motor pelas correntes de Foucault, ou correntes parasitas, no núcleo ferromagnético. Dessa forma, analisou-se o impacto da aplicação dessa hipótese sobre os resultados do modelo. Deve ser mencionado que essa foi a única análise de sensibilidade desenvolvida com o uso do modelo de parâmetros distribuídos, no qual a especificação de propriedades de acordo com a direção é de simples implementação.

Uma das simulações considerou o aço como isotrópico, a exemplo das demais simulações desenvolvidas no trabalho, com condutividade térmica de $k_{aço} = 16,2 \text{ W/m.K}$. Em outra simulação, especificou-se condutividade térmica ortotrópica no componente, reduzindo a sua condutividade na direção ortogonal à seção transversal das laminações para o valor de $k_{aço} = 1 \text{ W/m.K}$. A direção de condutividade reduzida corresponde à direção do eixo Z, mostrado em azul na Figura 5.13.

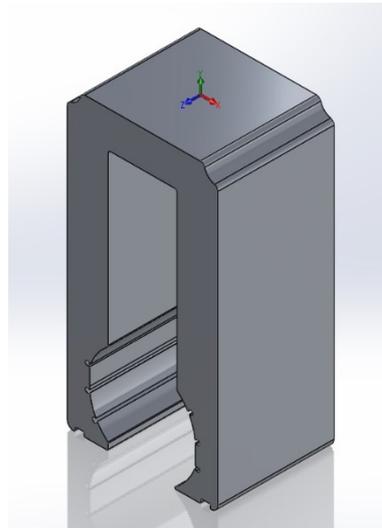


Figura 5.13 – Orientação das chapas de aço em relação ao sistema de coordenadas.

As simulações foram realizadas executando três ciclos alternando períodos de 5 minutos de bomba ligada e 5 minutos desligada, totalizando 30 minutos (1800 segundos) de simulação. A Figura 5.14 (a) apresenta os resultados de temperatura média no volume ao longo

do tempo das chapas de aço, enquanto a Figura 5.14 (b) apresenta os resultados dos enrolamentos da bobina. Conforme pode ser visto, o efeito da utilização de condutividade térmica ortotrópica nas chapas de aço é muito baixo, com o desvio médio entre as curvas ficando em torno de $0,1^{\circ}\text{C}$ e o desvio máximo alcançando $0,2^{\circ}\text{C}$, tanto para as chapas de aço quanto para os enrolamentos da bobina.

Esta semelhança entre os resultados pode ser melhor visualizada através dos resultados de campo de temperatura do modelo de parâmetros distribuídos, mostrados na Figura 5.15 (a) para condutividade térmica isotrópica e na Figura 5.15 (b) para condutividade térmica ortotrópica. No caso isotrópico, nota-se que as maiores variações de temperatura nas chapas de aço são na direção do eixo Y, enquanto não há praticamente variação na direção ortogonal às chapas, eixo Z. Essa distribuição muda um pouco com a utilização da condutividade térmica ortotrópica, dando origem a uma estratificação de temperatura também na direção do eixo Z na região mais quente da peça. Nota-se que a redução de condutividade térmica prejudica o espalhamento do calor na peça, de modo que a energia térmica fica mais concentrada e os limites de temperatura se distanciam um pouco. A temperatura máxima passa de $58,3^{\circ}\text{C}$ para $61,5^{\circ}\text{C}$, enquanto a mais baixa passa de $45,0^{\circ}\text{C}$ para $43,4^{\circ}\text{C}$. Ainda assim, as diferenças são pequenas e a maior estratificação de temperatura segue sendo na direção o eixo Y, direção do maior comprimento da peça, reforçando que a redução de condutividade térmica na direção ortogonal às chapas pouco altera os resultados quando a temperatura ponderada pelo volume é calculada. Logo, conclui-se que a hipótese de condutividade isotrópica empregada não compromete de maneira significativa os resultados calculados pelo modelo e, portanto, é válida.

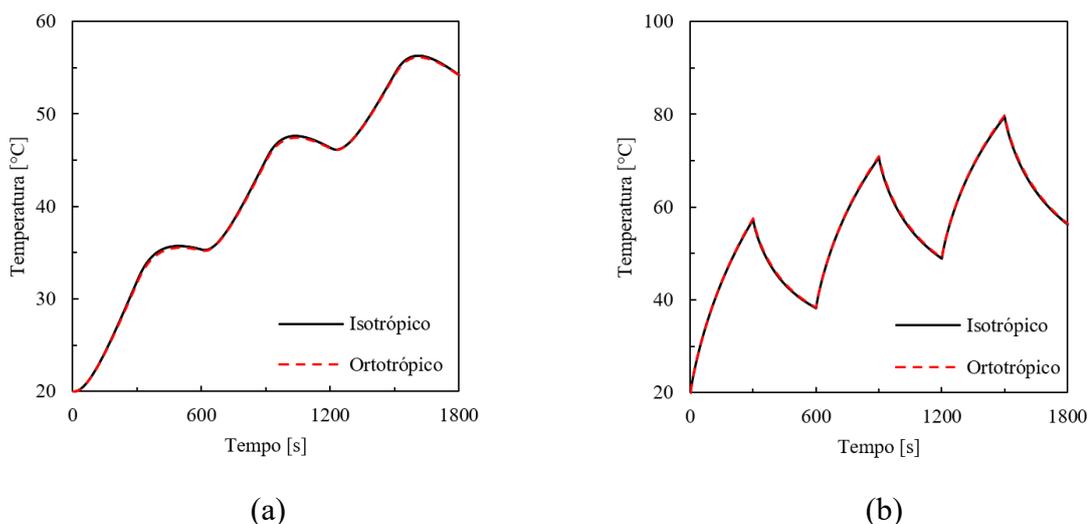


Figura 5.14 – Temperatura (a) das chapas de aço e (b) dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo com condutividade térmica isotrópica e ortotrópica das chapas de aço.

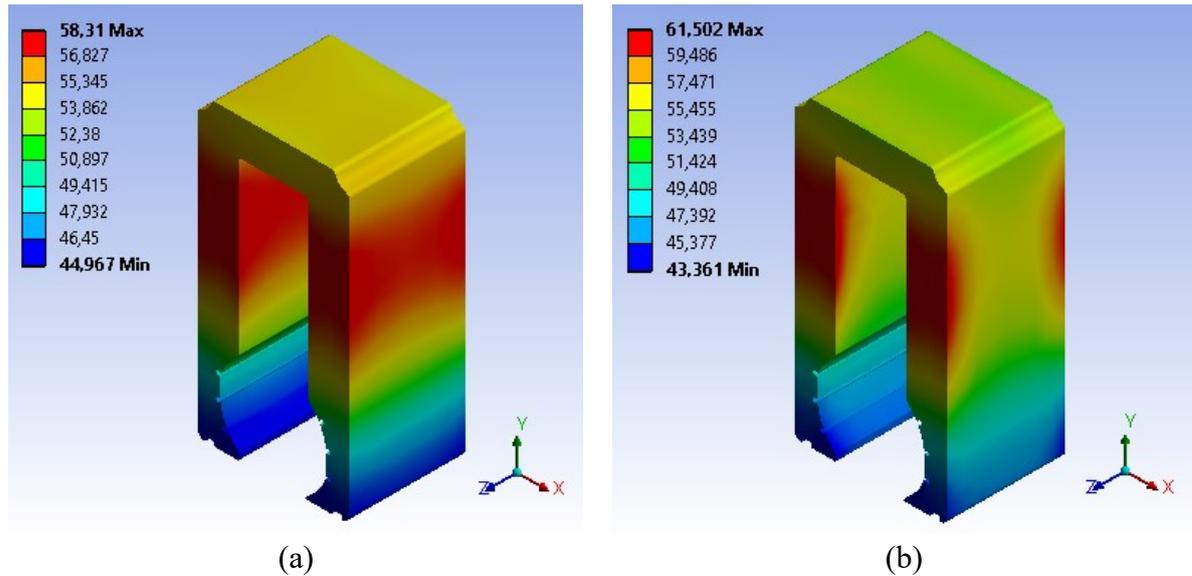


Figura 5.15 – Temperatura das chapas de aço no modelo de parâmetros distribuídos com condutividade térmica (a) isotrópica e (b) ortotrópica

5.3.2 Condutividade térmica dos enrolamentos da bobina

A hipótese de materiais isotrópicos é também relevante para os enrolamentos da bobina, que são modelados como sendo de alumínio puro. Na realidade, os enrolamentos da eletrobomba são fios de alumínio recobertos por material isolante a fim de isolar eletricamente os fios e evitar curtos-circuitos. Conseqüentemente, o volume deste componente é ocupado também pelo isolante, alterando as propriedades térmicas deste componente, especialmente a condutividade térmica. Por conta disso, uma análise de sensibilidade foi conduzida para avaliar a variação nos resultados do modelo com a mudança da condutividade térmica dos enrolamentos.

A análise foi realizada no modelo de parâmetros concentrados, considerando a presença de material isolante nos enrolamentos. Para isso, adotou-se o conceito de condutividade térmica equivalente proposta por Nategh *et al.* (2012) de forma a modelar os enrolamentos como um corpo sólido formado pelo condutor e pelo isolante, ou seja:

$$k_{eq} = k_{alu}F_{pr} + k_{iso}(1 - F_{pr}) \quad (5.1)$$

onde k_{eq} , k_{alu} e k_{iso} [W/m.K] são as condutividades térmicas equivalente, do alumínio e do isolante, respectivamente, e F_{pr} é o fator de preenchimento, que indica a proporção de alumínio e de material isolante presente nos enrolamentos. Como a condutividade térmica do material

isolante e o fator de preenchimento são parâmetros desconhecidos da eletrobomba, utilizaram-se valores da literatura. Assim, a condutividade térmica do isolante foi considerada como $k_{iso} = 0,2 \text{ W/m.K}$ (STATON *et al.*, 2001; ANDERSSON, 2013) e o fator de preenchimento foi assumido estar na faixa típica de 0,4–0,5, conforme indicado por Boglietti *et al.* (2006).

Com fatores de preenchimento de 0,4 e 0,5, a condutividade térmica equivalente do conjunto assume os valores de $k_{eq} = 94,9 \text{ W/m.K}$ e $k_{eq} = 118,6 \text{ W/m.K}$, respectivamente. Estes dois cenários foram avaliados juntamente com a abordagem de tratar o componente como sendo de alumínio puro, caso em que o fator de preenchimento é igual a 1 e a condutividade térmica $k_{alu} = 237 \text{ W/m.K}$. Os resultados dessa análise de sensibilidade em relação à temperatura dos próprios enrolamentos são apresentados na Figura 5.16. De acordo com as curvas de temperatura obtidas, conclui-se que o fator de preenchimento dos enrolamentos não afeta de forma significativa os resultados, com a maior diferença de temperatura sendo igual a $0,02^\circ\text{C}$.

Esse resultado se justifica pelo fato de o alumínio ser o material de maior condutividade térmica de todo o conjunto da eletrobomba, com uma ordem de grandeza acima da condutividade térmica dos materiais plásticos, que estão presentes na maior parte da geometria. Consequentemente, mesmo reduzindo a condutividade térmica dos enrolamentos pela metade, o impacto na distribuição de calor é baixo, uma vez que a resistência térmica imposta por este componente é ainda muito pequena.

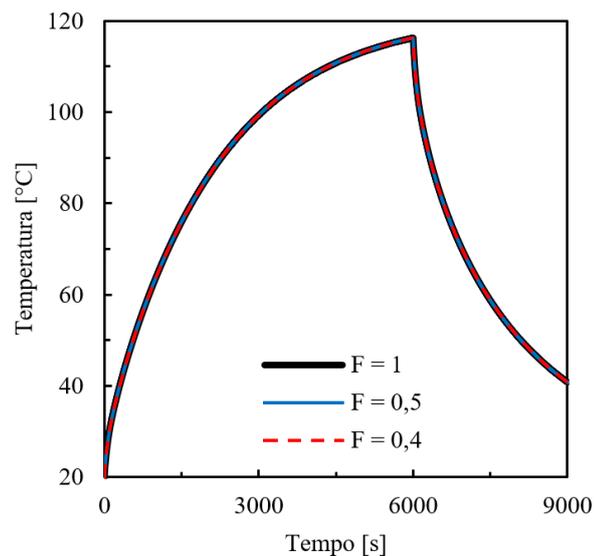


Figura 5.16 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo com diferentes fatores de preenchimento.

5.3.3 Propriedades térmicas dos materiais plásticos

Seguindo a lógica da discussão do efeito da condutividade térmica sobre a temperatura dos enrolamentos, deve-se esperar que variações nas propriedades físicas dos materiais plásticos afetem muito mais o perfil térmico da eletrobomba, uma vez que esses componentes representam resistências térmicas que definem as direções preferenciais de transmissão de calor. A fim de avaliar este aspecto, análises de sensibilidade foram conduzidas para as propriedades térmicas dos materiais plásticos.

O plástico BMC é um componente que envolve os enrolamentos da bobina e, devido à sua baixa condutividade térmica, impõe uma resistência para dissipação do calor dessa região. Para analisar o efeito desse parâmetro nas temperaturas previstas pelo modelo, a condutividade térmica do plástico BMC foi variada de seu valor referência, $0,4 \text{ W/m.K}$, para o valor máximo que esse material pode ter, de acordo com informação da empresa parceira deste trabalho, de $0,6 \text{ W/m.K}$. Os resultados de temperatura dos enrolamentos são apresentados na Figura 5.17, enquanto a Figura 5.18 mostra os resultados de temperatura do próprio plástico BMC. Os dois gráficos indicam que o aumento da condutividade térmica leva a uma redução significativa das temperaturas, tanto dos enrolamentos de cobre quanto do plástico BMC. Por exemplo, a temperatura máxima dos enrolamentos é reduzida em torno de $7,4^\circ\text{C}$, enquanto que no plástico BMC a redução alcança $3,1^\circ\text{C}$.

A sensibilidade da temperatura prevista pelo modelo em relação à condutividade térmica do plástico BMC pode ser explicada pela posição e pelas resistências térmicas associadas a esse componente. Como o plástico BMC envolve os enrolamentos da bobina, o aumento de sua condutividade térmica reduz a resistência térmica, facilitando a dissipação de calor e a redução da temperatura. O plástico BMC, por sua vez, não aumenta sua temperatura devido a essa maior taxa de transferência de calor, pois a maior condutividade térmica permite a maior difusão do calor desse componente para outros componentes da eletrobomba. Logo, a elevação da condutividade térmica do plástico BMC possibilita a diminuição dos gradientes de temperatura entre componentes da eletrobomba devido à maior difusão de calor. Em termos de balanço de energia, uma vez que a temperatura dos enrolamentos é reduzida, a taxa de geração de calor por efeito Joule também diminui, conforme ilustrado na Figura 5.19.

Deve ser mencionado que o valor de $k_{\text{BMC}} = 0,4 \text{ W/m.K}$ utilizado no modelo de parâmetros concentrados corresponde ao valor mínimo dessa propriedade do BMC. Assim, o

emprego desse valor no modelo tem a tendência de superestimar a temperatura dos enrolamentos de cobre, o que é desejável para garantir a confiabilidade da eletrobomba.

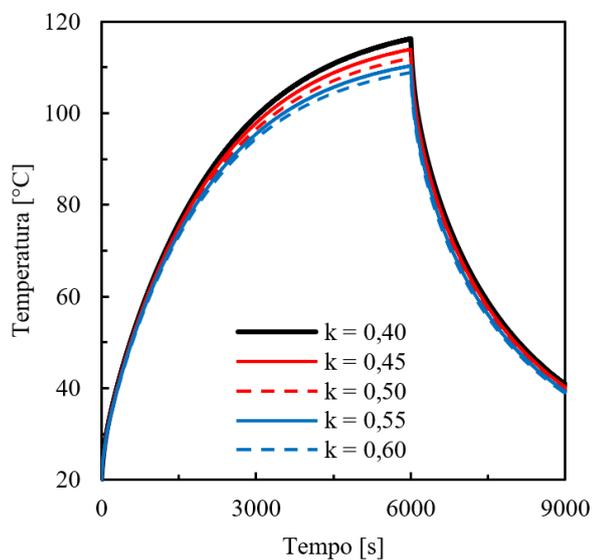


Figura 5.17 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo com diferentes condutividades térmicas do plástico BMC.

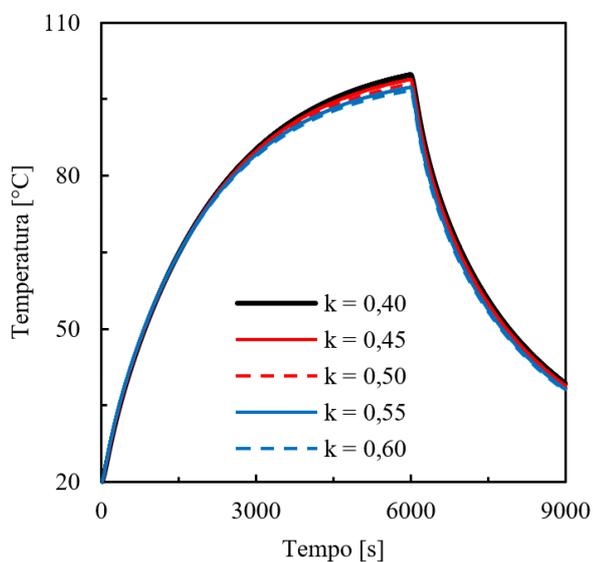


Figura 5.18 – Temperatura do plástico BMC ao longo do tempo com suas diferentes condutividades térmicas.

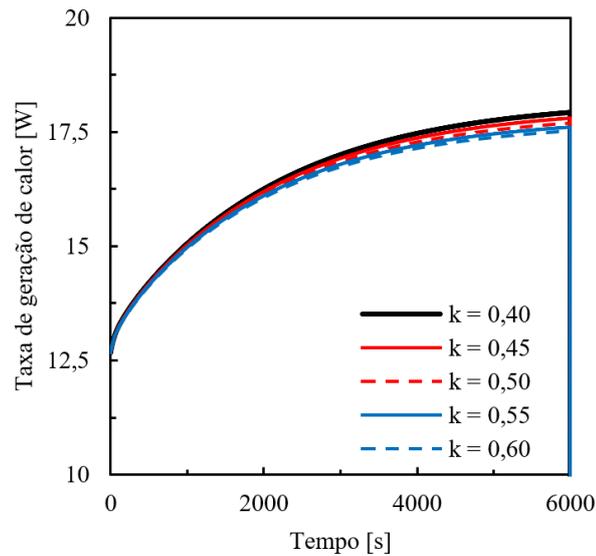


Figura 5.19 – Taxa de geração de calor nos enrolamentos para diferentes condutividades térmicas do plástico BMC.

Uma análise similar foi feita considerando a condutividade térmica do polipropileno que é usado em diversos componentes da eletrobomba, variando seu valor em diferentes percentuais (-50%, -25%, +25% e +50%) do valor referência usado no modelo ($k_{PP} = 0,19 \text{ W/m.K}$). Os resultados para a temperatura dos enrolamentos da bobina são mostrados na Figura 5.20. Entre os componentes de polipropileno, o carretel é o componente em torno do qual os enrolamentos da bobina são enrolados. O papel do carretel na distribuição do calor na eletrobomba é similar ao do plástico BMC, porém se dá internamente. Outro componente que participa nessa troca de calor é a porção central da carcaça que conecta a região mais quente da eletrobomba e a região dos componentes do rotor. Os resultados de temperatura para estes dois componentes são apresentados na Figura 5.21 (a) e na Figura 5.21 (b), respectivamente.

De uma maneira geral, o efeito da variação da condutividade térmica do polipropileno é bastante perceptível nas temperaturas dos componentes supracitados. De forma similar ao observado para o plástico BMC, o aumento da condutividade térmica ocasiona uma diminuição das temperaturas. Ou seja, o aumento da condutividade térmica dos componentes plásticos facilita a difusão do calor entre os componentes e a sua transferência para o ambiente externo por convecção. Analisando temperatura dos enrolamentos da bobina, a sua sensibilidade à condutividade térmica do polipropileno é bastante alta, com a diminuição da condutividade para $k_{PP} = 0,10 \text{ W/m.K}$ causando uma elevação de temperatura de $14,7^\circ\text{C}$. Por outro lado, o

aumento da condutividade até $k_{PP} = 0,30 \text{ W/m.K}$ possibilita que a temperatura máxima dos enrolamentos seja reduzida em $9,9^\circ\text{C}$.

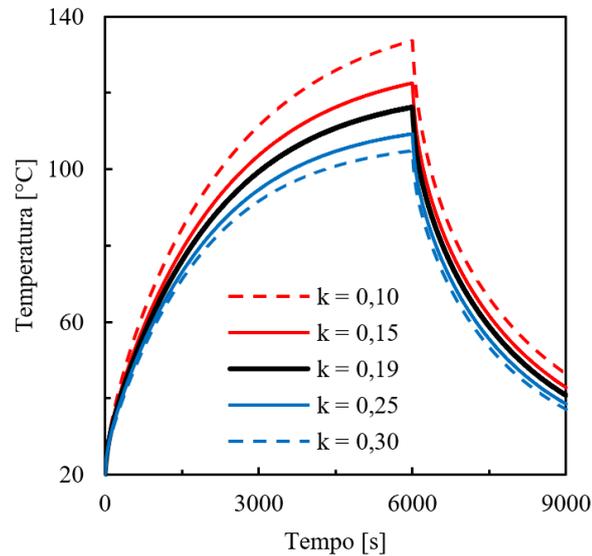


Figura 5.20 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo com diferentes condutividades térmicas do polipropileno.

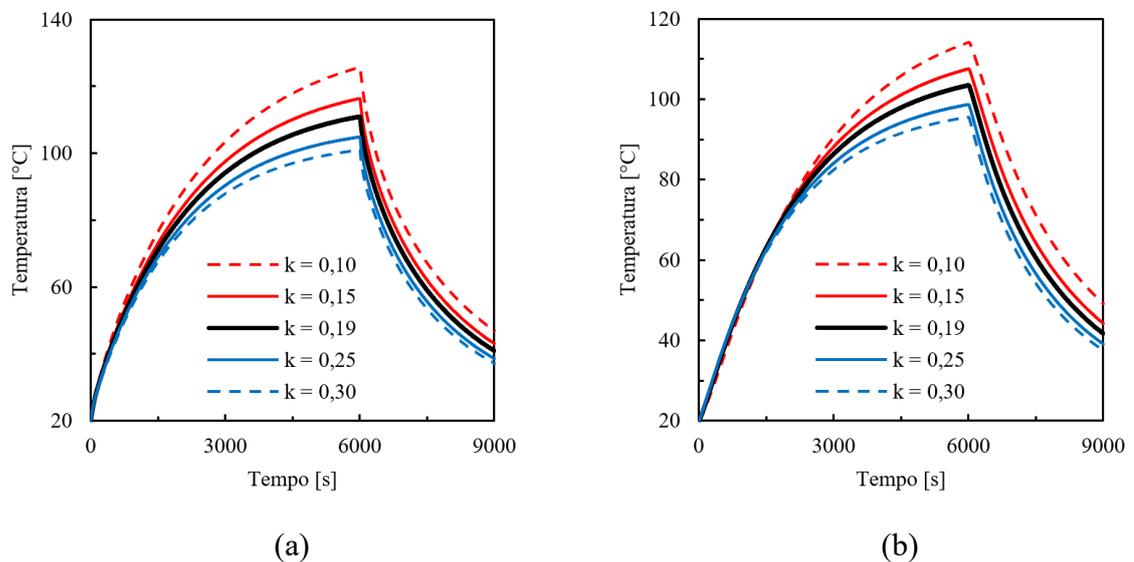


Figura 5.21 – Temperatura (a) do carretel e (b) da carcaça central ao longo do tempo com diferentes condutividades térmicas do polipropileno.

5.3.4 Transferência de calor por convecção pela passagem de água

A passagem de água na câmara formada pela carcaça frontal, o rotor e a voluta configura um escoamento turbulento. Conforme explicado na Seção 3.3.5, não existem

correlações empíricas de coeficientes de transferência convectiva de calor para essa geometria pouco usual. Assim, adotaram-se valores propostos na literatura. O valor inicialmente testado foi $h_{\text{água}} = 600 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ e, com base nesse valor, análises de sensibilidade foram realizadas para avaliar o efeito desse parâmetro sobre a solução do modelo. O coeficiente de transferência de calor de convecção foi variado desde um valor nulo até valores acima desse mínimo de referência, considerando água fria a 20°C e água quente a 60°C .

O resultado para a água fria na Figura 5.22 indica que o modelo é sensível à inclusão da passagem de água, uma vez que a curva de temperatura obtida com $h_{\text{água}} = 0 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ se distingue bastante das demais curvas. No entanto, percebe-se que o valor do coeficiente de transferência de calor por convecção não é muito importante para as previsões de temperatura do modelo, desde que esteja dentro de uma faixa típica para um escoamento turbulento de água, com as curvas de temperatura resultando muito próximas. A variação de temperaturas máximas nos enrolamentos entre os casos considerando os efeitos da água não passou de $0,09^\circ\text{C}$, validando o valor referência empregado no modelo. Por outro lado, o modelo captura bem o efeito de se retirar a passagem de água, pois as temperaturas dos enrolamentos chegam a subir $7,4^\circ\text{C}$. Desta forma, tem-se que a água fria representa um importante caminho para remoção de calor da eletrobomba como um todo.

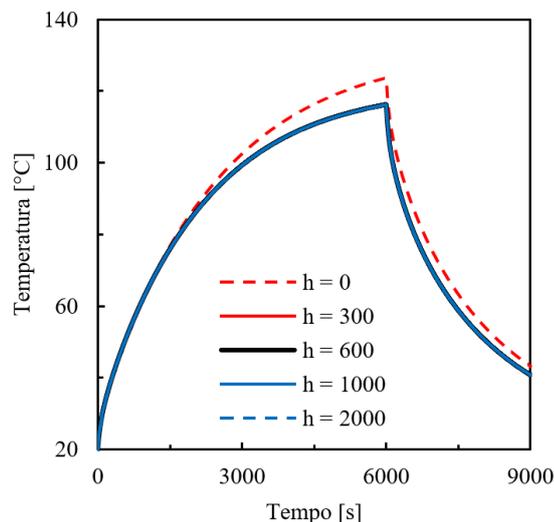


Figura 5.22 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo para diferentes coeficientes de transferência de calor por convecção para a água fria (20°C).

A Figura 5.23 apresenta os resultados para diferentes coeficientes de transferência de calor com água quente. As conclusões a partir da análise deste gráfico são similares, uma vez que a curva de temperaturas para parede adiabática é a única que se distingue das demais. No entanto, a passagem de água quente resulta na elevação da temperatura dos enrolamentos pelo fato de reduzir a diferença de temperatura entre os componentes e os enrolamentos, diminuindo a transferência de calor para esta região. Apesar disso, a elevação da temperatura dos enrolamentos é de apenas $1,1^{\circ}\text{C}$ em relação à simulação com parede adiabática.

A Figura 5.24 mostra os resultados para a temperatura dos enrolamentos da bobina para diferentes valores de temperatura da água. Conforme esperado, o aumento da temperatura da água causa um aumento também na temperatura dos enrolamentos da bobina. O escoamento de água ocorre em uma região um pouco distante da região de geração de calor dos enrolamentos, mas mesmo assim a remoção de calor aumenta bastante com a redução da temperatura da água. A temperatura máxima prevista pelo modelo para os enrolamentos foi de $129,1^{\circ}\text{C}$ quando a eletrobomba opera com água a 80°C , e $114,1^{\circ}\text{C}$ quando opera com água a 10°C .

A fim de analisar termicamente a região da eletrobomba mais próxima ao escoamento da água, resultados da temperatura da carcaça frontal da câmara atravessada pela água são mostrados na Figura 5.25. As linhas cheias mostram as duas condições de referência do modelo nas situações de água fria (20°C) e água quente (60°C). Dada a intensidade do escoamento turbulento, em todos os casos a carcaça frontal rapidamente assume uma temperatura muito próxima da temperatura da água, e assim permanece até a interrupção do escoamento com o desligamento da eletrobomba, que ocorre aos 6000 segundos (ou 100 minutos). A partir do momento em que a água para de circular, este componente troca calor apenas com o ambiente, por convecção natural e radiação, ou com os componentes vizinhos. Nota-se uma diferença do perfil térmico para o caso de $T_{\text{água}} = 80^{\circ}\text{C}$, com a carcaça apresentando temperatura mais alta do que os componentes com os quais está em contato. Quando a bomba é desligada, a sua temperatura decresce então monotonicamente pois não há mais troca de calor com a água e somente difusão de calor para os outros componentes. No entanto, quando a bomba circulando água fria é desligada, a carcaça frontal segue recebendo calor dos outros componentes e sua temperatura aumenta por um período inicial, até que em um dado instante passe a ter sua temperatura diminuída da mesma forma que a eletrobomba como um todo.

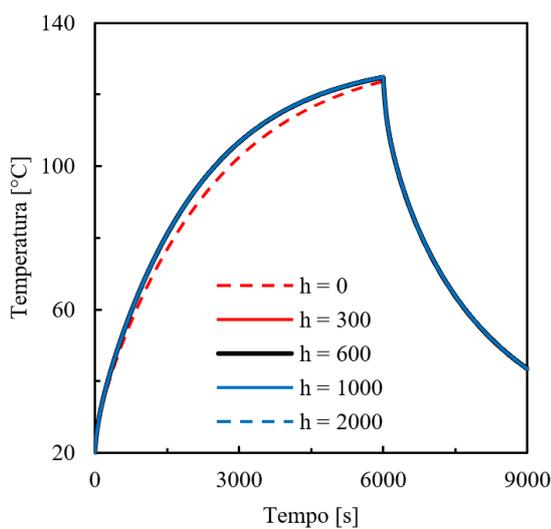


Figura 5.23 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo para diferentes coeficientes de transferência de calor por convecção para a água quente (60°C).

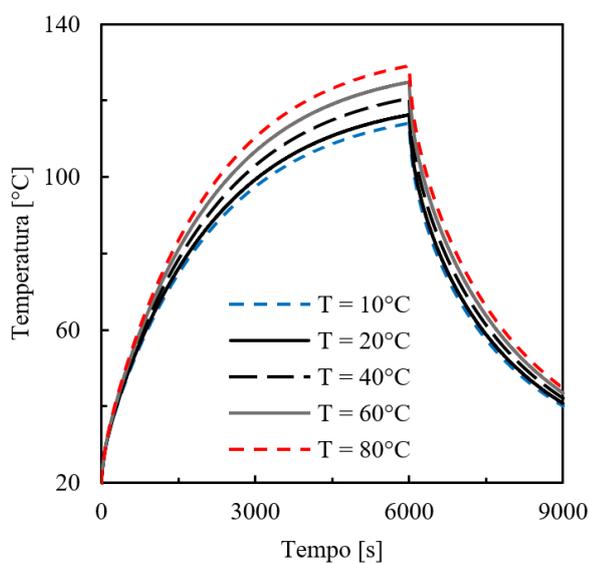


Figura 5.24 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo para diferentes temperaturas da água.

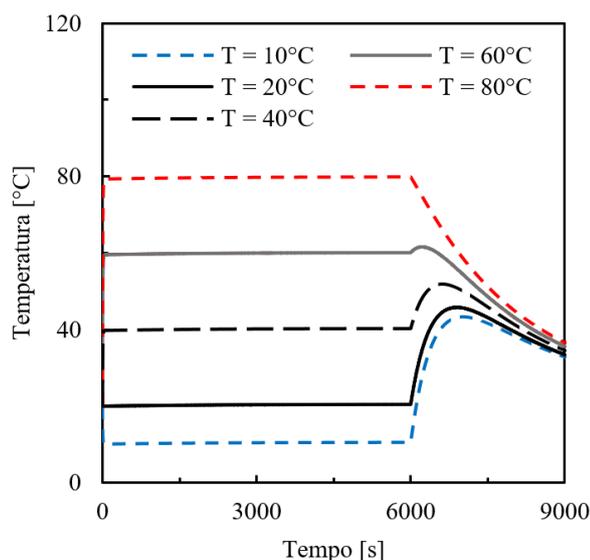


Figura 5.25 – Temperatura da carcaça frontal ao longo do tempo para diferentes temperaturas da água.

5.3.5 Corrente elétrica na eletrobomba

A corrente elétrica na eletrobomba é um parâmetro de entrada no modelo de parâmetros concentrados. Esse parâmetro permite calcular as perdas Joule nos enrolamentos das bobinas do motor elétrico, as quais compreendem a principal fonte de geração de calor da eletrobomba. O valor de corrente elétrica depende muito da resistência elétrica dos enrolamentos por onde passa e também da tensão de alimentação da eletrobomba.

Para a análise de sensibilidade do modelo à corrente elétrica, o valor de 0,8 A foi utilizado como referência, com base nos resultados dos testes experimentais. No entanto, a tensão nominal de operação da eletrobomba é 120 V, enquanto a tensão usada nos testes é 110 V. Assim, espera-se que a corrente elétrica da eletrobomba instalada na lavadora seja maior do que 0,8 A.

A Figura 5.26 apresenta a temperatura dos enrolamentos da bobina para diferentes valores de corrente. Nota-se que a diferença entre as curvas de temperatura é muito maior do que a diferença originada pela variação dos parâmetros anteriormente avaliados, especialmente quando se considera que a corrente foi variada dentro de uma faixa de apenas $\pm 25\%$ do valor de referência. Por um lado, a diminuição da corrente reduz muito a taxa de elevação da temperatura dos enrolamentos, alcançando temperaturas máximas de 92,0°C com 0,7 A e 72,6°C com 0,6 A, ante temperatura máxima de 116,2°C da condição de referência (0,8 A). O

aumento da corrente provoca um aquecimento bastante intenso e até mesmo crítico na bobina, alcançando temperatura de $146,3^{\circ}\text{C}$ com $0,9\text{ A}$ e $183,3^{\circ}\text{C}$ com $1,0\text{ A}$. Naturalmente, esses níveis de temperatura são atingidos após um tempo de operação relativamente longo, que não necessariamente reflete a condição de operação real da eletrobomba.

A explicação para o efeito tão significativo da corrente na temperatura dos enrolamentos está em dois fenômenos físicos que relacionam estas duas grandezas. Primeiro, conforme abordado na Seção 3.3.7, a taxa de geração de calor por efeito Joule é proporcional ao quadrado da corrente, afetando conseqüentemente a temperatura dos enrolamentos da bobina. Além disso, a geração por efeito Joule é diretamente proporcional à resistência, que por sua vez aumenta linearmente com a temperatura, conforme a Equação 3.39. Esses dois aspectos atuam de forma acoplada, uma vez que maiores correntes resultam em maiores taxas de geração de calor, aumentando a temperatura e, assim, a resistência dos enrolamentos. Quanto maior a corrente de entrada, mais rápida será a elevação de temperatura no início do funcionamento, e isso potencializa o efeito dos demais fenômenos. A Figura 5.27 (a) mostra o aumento da taxa de geração de calor e a Figura 5.27 (b) mostra o aumento da resistência dos enrolamentos para diferentes correntes elétricas.

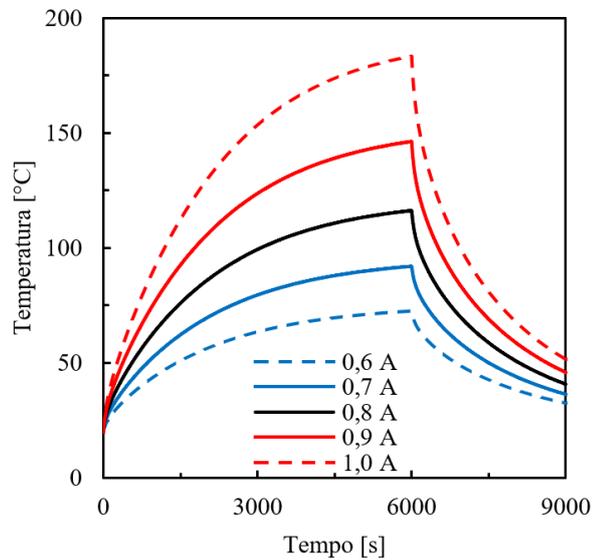


Figura 5.26 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo para diferentes correntes elétricas.

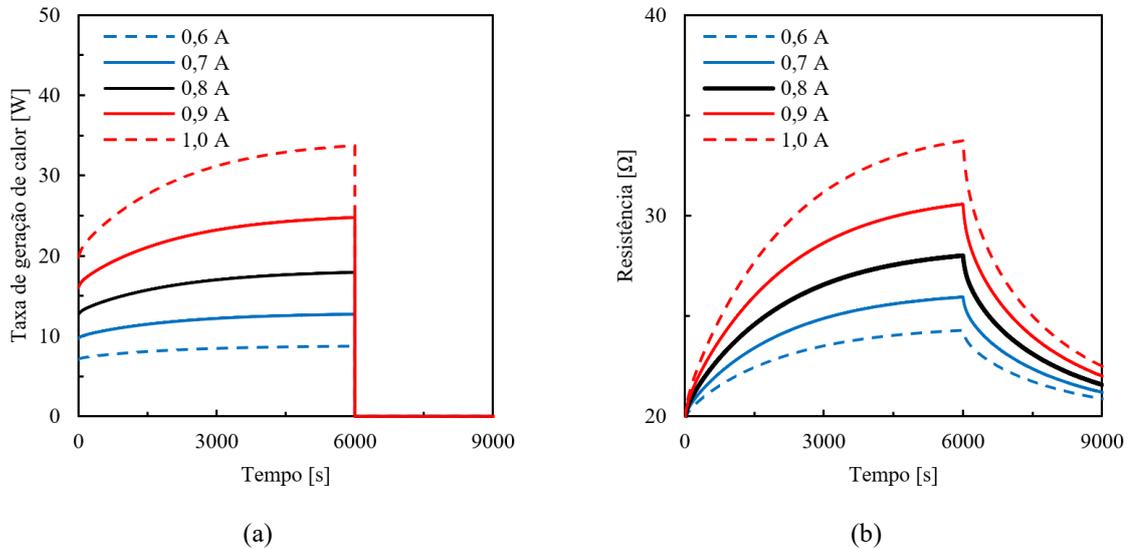


Figura 5.27 – (a) Taxa de geração de calor por efeito Joule e (b) resistência dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo para diferentes correntes.

Nota-se, a partir da inclinação das curvas em ambas as figuras, que quanto maior a corrente elétrica mais tempo é necessário para se aproximar da condição de equilíbrio térmico. Na Figura 5.27 (a) observa-se que o ponto de partida de cada curva é determinado de acordo com a corrente simulada, e que depois as taxas seguem aumentando devido à variação de resistência. No entanto, esta elevação ao longo do tempo é mais pronunciada justamente nos casos com correntes mais altas, devido à geração de calor ser proporcional ao quadrado da corrente. Na condição de referência, a taxa de geração de calor inicial é 12,7 W e atinge o valor máximo de 17,9 W após 6000 s de simulação, uma elevação de 41,5%. Na situação com corrente 25% menor, de 0,6 A, esse valor varia de 7,1 W até 8,7 W, uma elevação menos intensa de 22,7%. Já no outro extremo, com a corrente 25% maior, de 1,0 A, a taxa de geração passa de 19,8 W para 33,7 W, uma significativa elevação de 70,4%.

Os valores iniciais de resistência elétrica na Figura 5.27 (b) são os mesmos pois a temperatura inicial dos enrolamentos é 20°C, mas aumentam de forma bastante distinta a partir da ativação da eletrobomba com diferentes correntes. A resistência aumenta e alcança o valor máximo de 28,0 Ω na condição de referência de 0,8 A, enquanto que para correntes de 0,6 A e 1,0 A as resistências máximas são 24,3 Ω e 33,7 Ω, respectivamente. Como esperado, essas variações percentuais são as mesmas observadas para as taxas de geração de calor.

A análise desta seção demonstra a grande importância da corrente elétrica sobre o perfil térmico da eletrobomba. Assim, a fim de não comprometer a vida útil dos componentes

da eletrobomba e de máquinas elétricas em geral, a corrente elétrica fornecida deve atender suas especificações nominais. De fato, deve-se monitorar essas grandezas elétricas uma vez que, conforme os resultados desta seção mostram, pequenos desvios podem acarretar em consequências muito significativas do ponto de vista térmico.

5.4 ANÁLISE DE DIFERENTES CONDIÇÕES DE OPERAÇÃO

Uma vez que foi validado a partir de comparações com resultados de outros modelos e de medições, o modelo de parâmetros concentrados pode ser agora adotado para avaliar a distribuição de temperaturas na eletrobomba em diferentes condições de operação de uma maneira muito mais rápida e de menor custo em relação a testes experimentais em protótipos.

Nas análises apresentadas nesta seção, os parâmetros de entrada do modelo na condição padrão são aqueles da Tabela 5.7, exceto quando especificada alguma diferença. O tempo de funcionamento da eletrobomba, entretanto, é o principal parâmetro variado nas análises desta seção.

5.4.1 Perfil térmico da eletrobomba na condição nominal de operação

Na aplicação em uma lavadora de roupas, a eletrobomba é requisitada de acordo com o ciclo de lavagem executado pela máquina, que pode assumir diferentes formas. No entanto, a própria eletrobomba apresenta uma condição nominal de operação especificada pelo fabricante que deve ser obedecida. Para a eletrobomba analisada neste trabalho, esta condição nominal prevê a utilização da eletrobomba com uma alimentação de 120 V e 60 Hz, suportando uma corrente de 1,2 A. Com essa alimentação, a eletrobomba pode ser utilizada por 10 minutos e depois mantida desligada por outros 50 minutos, em um total de 60 minutos. Essa condição de operação foi imposta no modelo de parâmetros concentrados, e dois ciclos de 60 minutos foram simulados. Os resultados para diversos componentes da eletrobomba são apresentados na Figura 5.28.

Um dos resultados que mais chama atenção é a rápida elevação de temperatura dos enrolamentos da bobina devido à utilização de uma corrente mais elevada. Em apenas 10 minutos de acionamento da eletrobomba, a temperatura atinge 97,5°C, um valor muito superior ao observado nos testes experimentais de mesma duração detalhados na Seção 5.2. Este

aquecimento intenso justifica a recomendação do fabricante para um período curto de operação da eletrobomba nessas condições.

Observa-se que após o período de resfriamento de 50 minutos, os enrolamentos não retornam à temperatura inicial de 20°C, e sim à temperatura de 32,8°C. Com isso, o segundo ciclo de aquecimento eleva a temperatura até o valor mais alto, de 110,1°C. Ao final do segundo ciclo, por fim, a temperatura dos enrolamentos cai até 35,5°C, já bastante próximo do mínimo de temperatura anterior. Esta nova condição de partida para um ciclo subsequente indica que a eletrobomba se aproxima de uma situação de equilíbrio térmico, com a temperatura máxima não ultrapassando 115°C nos enrolamentos com a execução de repetidos ciclos.

A curva da temperatura das chapas de aço na Figura 5.28 representa bem a inércia térmica desse componente, cuja temperatura varia mais lentamente que os componentes mais quentes, tanto no aquecimento quanto no resfriamento. De fato, as chapas de aço formam o componente de maior capacidade térmica da eletrobomba, necessitando receber ou rejeitar mais calor para uma variação de temperatura igual a de outros componentes. Assim, devido à maior inércia térmica, durante o resfriamento a temperatura das chapas de aço é maior do que as temperaturas dos outros componentes.

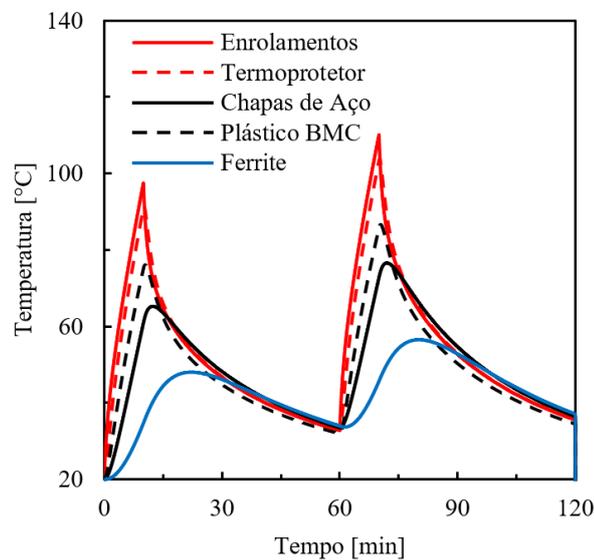


Figura 5.28 – Temperatura dos componentes da eletrobomba ao longo do tempo na condição nominal de operação.

A questão da limitação em 10 minutos de operação da eletrobomba pode ser evidenciada ainda mais com o auxílio da Figura 5.29 que apresenta resultados de temperatura dos enrolamentos em duas condições: operação cíclica nominal e operação contínua, ambas com corrente de 1,2 A. Uma linha horizontal auxiliar é apresentada na figura, marcando o limite de temperatura de 140°C definido pelo termoprotetor a fim de proteger os enrolamentos da bobina. Pela comparação entre as curvas, nota-se que a manutenção da eletrobomba ligada por de forma contínua faz com que a temperatura dos enrolamentos ultrapasse o limite dos 140°C aproximadamente após 19 minutos de operação. Desta forma, o limite de 10 minutos para a operação da eletrobomba é pertinente para protegê-la de temperaturas elevadas, dentro de um determinado fator de segurança.

A temperatura dos enrolamentos da bobina com a passagem de uma corrente elétrica de 1,2 A em operação contínua poderia alcançar 300°C após duas horas de operação, caso não houvesse falha. No entanto, como o valor de 1,2 A é uma condição limitante do equipamento, análises em regime de operação contínua foram conduzidas com valores de corrente mais próximos aos valores obtidos experimentalmente neste trabalho.

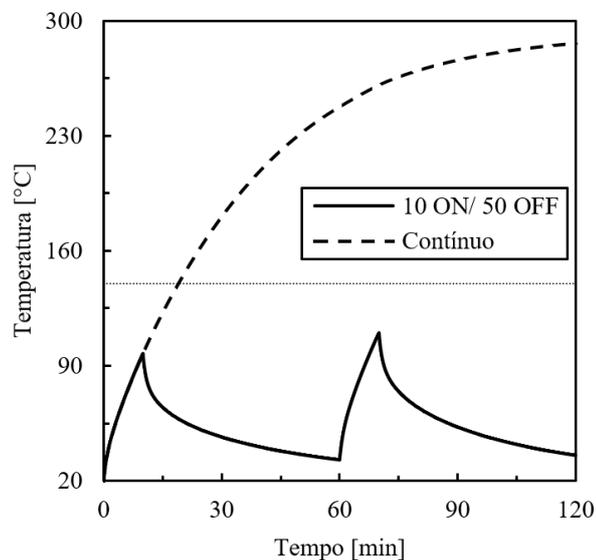


Figura 5.29 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo na condição nominal de operação.

5.4.2 Perfil térmico da eletrobomba levada ao regime permanente

A análise da situação de operação contínua da eletrobomba representa uma condição extrema, sem período de desligamento para resfriamento dos componentes. Uma simulação foi realizada para representar 300 minutos de operação, a fim de analisar o aquecimento dos componentes e o tempo necessário para alcançar condição próxima do equilíbrio térmico. Os resultados obtidos para as temperaturas dos enrolamentos, termoprotetor, chapas de aço, plástico BMC e núcleo de ferrite para estas condições são apresentados na Figura 5.30.

Percebe-se que as temperaturas dos componentes aumentam com taxas de elevação diferentes ao longo do tempo, o que faz com que atinjam patamares diferentes à medida que se aproxima do equilíbrio térmico. Enquanto os enrolamentos de cobre e o termoprotetor são os componentes mais quentes, atingindo as temperaturas máximas de $121,1^{\circ}\text{C}$ e $118,7^{\circ}\text{C}$ respectivamente, as chapas de aço e plástico BMC atingem temperaturas intermediárias, iguais a $108,6^{\circ}\text{C}$ e $103,9^{\circ}\text{C}$, respectivamente. Por outro lado, o núcleo de ferrite, e os demais componentes da região mais afastada das bobinas do motor, onde o calor é gerado, atinge temperatura máxima de $88,3^{\circ}\text{C}$.

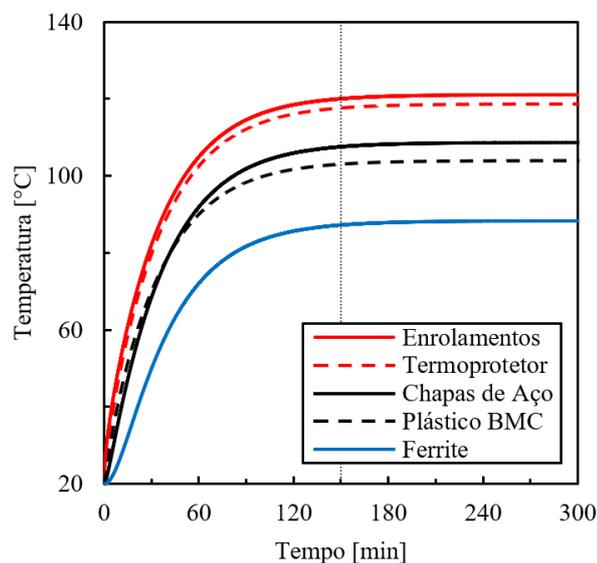


Figura 5.30 – Temperatura dos componentes da eletrobomba ao longo do tempo em operação contínua.

Finalmente, pode-se dizer que o equilíbrio térmico é atingido após 150 minutos, uma vez que nos 150 minutos restantes dos 300 minutos da simulação nenhum componente tem sua temperatura aumentada em mais de 1°C. Ou seja, as temperaturas da eletrobomba aumentam de maneira considerável por 2 horas e meia até atingirem suas temperaturas máximas.

Uma análise similar, com a eletrobomba em operação contínua, foi realizada com foco na temperatura dos enrolamentos da bobina, simulando duas outras condições: uma com maior corrente elétrica (1,0 A) e outra com maior temperatura da água (60°C). Nos resultados da Figura 5.31 o equilíbrio térmico é também alcançado após 150 minutos nessas condições adicionais, embora os níveis de temperatura máxima sejam bastante distintos da condição padrão.

A maior temperatura da água faz com que a temperatura máxima dos enrolamentos se eleve de 121,1°C para 129,7°C, uma variação de 8,6°C. A corrente de entrada mostra novamente ser muito influente na temperatura dos enrolamentos, que atinge 191,5°C com a corrente de 1,0 A, uma variação de 70,4°C. Essa diferença é bastante significativa e reforça a importância do cuidado com as condições de acionamento da eletrobomba.

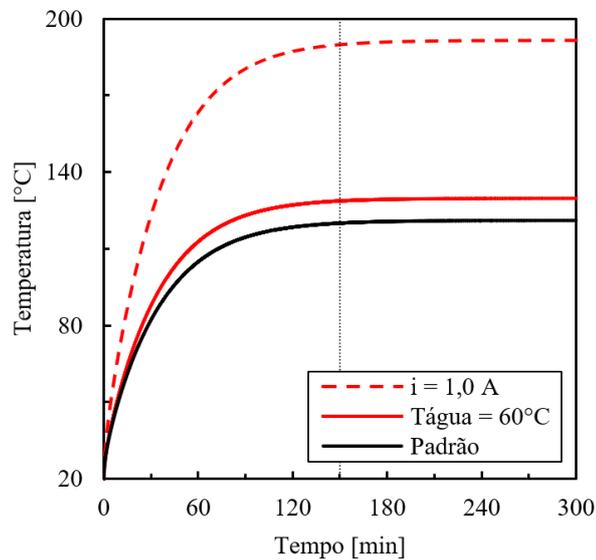


Figura 5.31 – Temperatura dos enrolamentos da bobina ao longo do tempo em operação contínua.

5.4.3 Perfil térmico da eletrobomba submetida à ciclagem

Outra condição extrema de operação é a ciclagem, uma vez que máquinas elétricas costumam apresentar correntes de partida elevadas antes de estabilizarem suas correntes no valor contínuo de operação. Este fenômeno, no entanto, não é reproduzido no modelo do presente trabalho, no qual os parâmetros magnéticos foram modelados para condição de regime permanente, já que seus transientes ocorrem em uma escala de tempo muito menor do que os transientes térmicos. Mesmo assim, simulações foram realizadas com ciclos curtos de operação, repetidos diversas vezes até se alcançar condição cíclica plenamente desenvolvida. As simulações foram feitas com base nas condições dos tipos de teste mais curtos da matriz de testes: uma com 5 minutos de bomba ligada e 10 minutos de bomba desligada, e outra com 10 minutos de bomba ligada e outros 10 minutos de bomba desligada. Os resultados para a temperatura dos enrolamentos da bobina são mostrados na Figura 5.32.

O resultado do primeiro caso (5 minutos com bomba ligada e 10 minutos com bomba desligada), mostrado na Figura 5.32 (a), indica que a elevação de temperatura nos enrolamentos da bobina seja muito atenuada devido à geração de calor por apenas um terço do período total do ciclo. A cada ciclo, a temperatura máxima atingida ao final do período de bomba ligada torna-se maior até se estabilizar. Na estabilização, a elevação de temperatura causada pelo aquecimento se iguala à redução de temperatura devido à perda de calor para o ambiente a cada ciclo. Nessa condição, a temperatura varia entre $44,5^{\circ}\text{C}$ e $62,9^{\circ}\text{C}$, uma variação total de $18,4^{\circ}\text{C}$ entre dois ciclos.

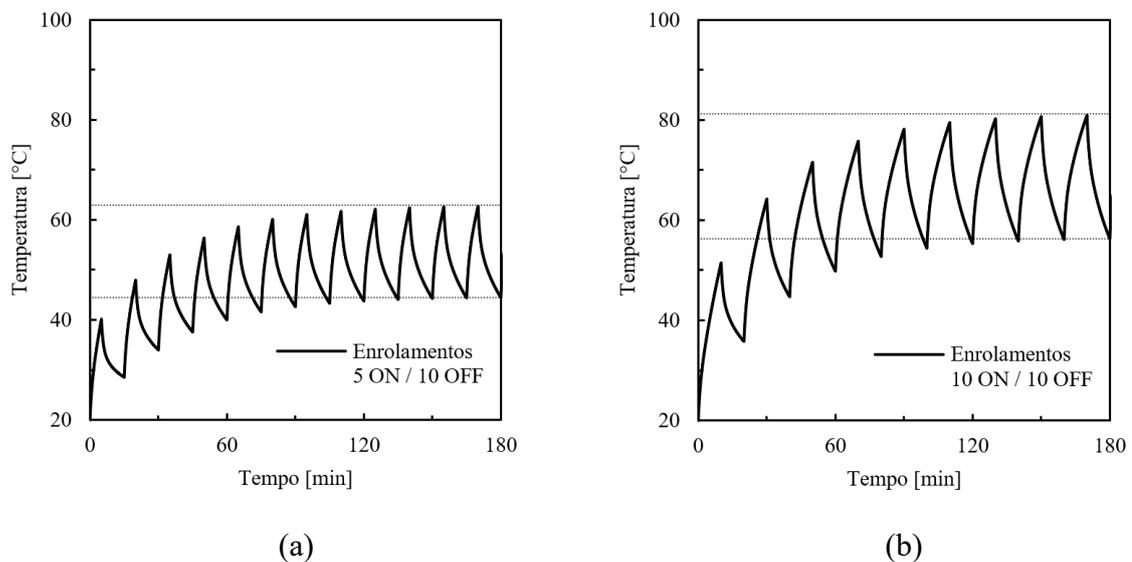


Figura 5.32 – Temperatura dos enrolamentos ao longo do tempo em ciclagem.

No segundo caso, mostrado na Figura 5.32 (b), tem-se período mais longo de aquecimento, com metade do tempo de cada ciclo na presença de geração de calor. Isso causa uma diferença substancial na temperatura dos enrolamentos ao longo do tempo em relação ao caso anterior e, na condição estabilizada, a temperatura varia entre $56,3^{\circ}\text{C}$ e $81,2^{\circ}\text{C}$. Não somente esses níveis de temperatura são maiores do que na condição do caso (a), com uma temperatura máxima $18,3^{\circ}\text{C}$ mais elevada, como também a amplitude de oscilação passa a ser de $24,9^{\circ}\text{C}$.

A partir dos resultados apresentados, observa-se que a condição de ciclagem é menos crítica em comparação à operação contínua. No entanto, uma análise mais apurada deve ser realizada para uma conclusão sobre esse aspecto, uma vez que o modelo numérico do motor não incorpora os efeitos de partida. No modelo atual, o único efeito da operação cíclica é o de introduzir períodos de resfriamento intercalados com períodos de aquecimento, o que atenua a elevação de temperatura.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

A eletrobomba estudada no presente trabalho é um equipamento utilizado para a drenagem de água em lavadoras de roupa. A forma construtiva desse equipamento contempla um motor elétrico de ímã permanente e a estrutura hidráulica que transmite energia à água em uma mesma estrutura. A presença do motor elétrico faz com que haja geração de calor no interior da eletrobomba durante o seu funcionamento de acordo com os diferentes ciclos de lavação definidos pelo fabricante.

O presente estudo se concentrou no desenvolvimento de um modelo numérico para previsão de temperaturas da eletrobomba durante sua operação, utilizando a formulação de parâmetros concentrados, com o auxílio de um modelo de parâmetros distribuídos para sua validação. Uma bancada experimental foi também desenvolvida para testar a eletrobomba em diferentes condições de operação e fornecer dados para a validação experimental do modelo de parâmetros concentrados. Uma vez validado, o modelo final foi aplicado em diversas simulações para analisar o desempenho da eletrobomba e a sensibilidade de sua distribuição de temperatura em relação a diferentes parâmetros.

6.1 CONCLUSÕES

Simulações com um modelo de parâmetros distribuídos, desenvolvido com um código comercial de elementos finitos, permitiram avaliar e ajustar os valores das resistências térmicas internas do modelo de parâmetros concentrados. A comparação entre os resultados desses dois modelos demonstrou que a rede térmica proposta reproduz de maneira satisfatória a transferência de calor e a distribuição de temperaturas nos componentes da eletrobomba. De fato, as diferenças entre os resultados dos modelos foram pequenas, situando-se abaixo de 4,4°C de desvio médio em todo o período simulado.

Além disso, os resultados do modelo de parâmetros concentrados para curvas de temperatura de componentes da eletrobomba apresentaram boa concordância com dados experimentais. Por outro lado, verificou-se alguma dificuldade do modelo de parâmetros concentrados em prever a temperatura de componentes plásticos, em função da baixa condutividade térmica, o que gera uma grande estratificação de temperatura nesses componentes. Apesar disso, o modelo desenvolvido fornece uma estimativa conservadora de temperatura para os enrolamentos da bobina, um pouco acima dos resultados obtidos

experimentalmente. Nas chapas de aço e no termoprotetor, os resultados calculados pelo modelo reproduziram bem os dados experimentais, com desvios médios de até 4,2°C nas chapas de aço e de até 6,1°C no termoprotetor. Além disso, o modelo foi capaz de prever o efeito da variação de condições de operação dos testes da eletrobomba, mais notavelmente devido à variação da temperatura da água de 20°C para 60°C.

A partir de análises de sensibilidade, concluiu-se que as hipóteses de homogeneidade e isotropia dos materiais para o modelo de parâmetros concentrados não comprometem os resultados. No entanto, outros parâmetros exercem influência significativa no resultado do modelo e devem ser determinados com cuidado. A corrente elétrica que alimenta a eletrobomba é o mais crítico para a predição de temperaturas máximas, devido ao seu efeito cumulativo na geração de calor e elevação de temperatura dos enrolamentos da bobina, devendo assim ser controlada. As condutividades térmicas dos materiais plásticos também são parâmetros importantes, pois afetam a difusão de calor de componentes plásticos de grandes dimensões ao longo da eletrobomba. Assim, atenção especial deve ser dada à escolha desses materiais, de forma que resistam a temperaturas elevadas e possam auxiliar na remoção de calor da eletrobomba.

Conclui-se que o modelo desenvolvido constitui uma ferramenta útil para a predição de temperaturas da eletrobomba, fornecendo resultados adequados com baixo custo computacional. A modelagem por parâmetros concentrados apresenta certa dificuldade para modelar precisamente os componentes plásticos que se caracterizam por estratificação de temperatura. Ainda assim o modelo reproduz de maneira satisfatória as interações térmicas entre os diversos componentes da eletrobomba e fornece resultados satisfatórios para os enrolamentos da bobina que constituem o componente mais crítico do ponto de vista térmico da eletrobomba. A linguagem Modelica se mostrou conveniente para a modelagem de parâmetros concentrados, ao oferecer robustez, flexibilidade para alteração de modelos, facilidade de ajustes de parâmetros e baixo tempo de simulação. Por fim, o modelo desenvolvido é particularmente útil para uma aplicação de modelagem sistêmica, pois permite fácil acoplamento com outros subsistemas de uma lavadora de roupa e modelos de diferentes domínios físicos.

6.2 SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS

A partir do desenvolvimento do modelo proposto no presente trabalho e da análise de seus resultados, sugerem-se as seguintes atividades para trabalhos futuros:

- Medições de temperatura em regiões internas da eletrobomba

Uma das limitações encontradas na etapa de validação experimental do modelo desenvolvido foi a realização de medições apenas em pontos externos da eletrobomba. Isto tornou algumas medições menos confiáveis para fins de comparação, tais como as medições de temperatura do termoprotetor, que foram realizadas com termopares colocados na superfície externa de uma camada de plástico, e as medições indiretas de temperatura dos enrolamentos através de medições da resistência elétrica. A utilização de termopares, ou outros sensores, em regiões internas da eletrobomba, sem afetar o seu funcionamento, forneceria dados experimentais mais representativos para a validação do modelo.

- Simulação da eletrobomba com os ciclos reais de lavação de máquinas de lavar

No presente trabalho, o modelo de parâmetros concentrados foi usado para analisar condições críticas de operação da eletrobomba por períodos longos, uma vez que o objetivo era avaliar a sua adequação em representar os fenômenos térmicos da eletrobomba. Uma vez que foi validado, o modelo poderia ser empregado para análise térmica da eletrobomba em condições de ciclos de operação em uma lavadora de roupas.

- Inclusão de outros componentes e fontes de geração de calor na eletrobomba

Alguns componentes de pequenas dimensões foram ignorados no modelo desenvolvido para a eletrobomba, por serem de menor relevância do ponto de vista térmico. Entretanto, uma vez que o modelo é de baixo custo computacional, pode-se desenvolver uma nova versão mais completa e robusta com a inclusão de mais componentes da eletrobomba. Por exemplo, componentes que tornaram difícil a modelagem por parâmetros concentrados, como o plástico BMC, podem ser divididos em partes menores. Outros componentes, tais como os mancais que sustentam o eixo, podem também ser considerados em conjunto com a geração de calor devido à atrito nos mesmos, permitindo maior acurácia dos resultados dos componentes na região do eixo da eletrobomba.

- Modelagem magnética do motor elétrico da eletrobomba acoplada ao modelo térmico
As características elétricas do motor da eletrobomba foram introduzidas de maneira simplificada no presente modelo, sendo utilizadas apenas para o cálculo das fontes de geração de calor com base em uma corrente de passagem como dado de entrada. Dada a importância do motor na distribuição de temperatura, uma modelagem magnética mais detalhada pode permitir o cálculo da corrente a partir da tensão e frequência de alimentação, além de fornecer outros dados como o torque produzido no eixo do motor. Isso permitiria o acoplamento entre os modelos magnético e térmico na simulação, com o modelo magnético fornecendo as perdas atualizadas para o modelo térmico, o qual por sua vez atualizaria as temperaturas dos enrolamentos da bobina.

- Modelagem hidráulica da eletrobomba
O escoamento de água foi incluído no modelo de parâmetros concentrados como uma condição de contorno de transferência de calor por convecção. Embora tenha sido avaliado que esse coeficiente seja pouco influente sobre o perfil térmico da eletrobomba, a modelagem hidráulica poderia melhor caracterizar as condições do escoamento na bomba e o requerimento de potência e torque ao longo do tempo. Com isso, o valor de corrente elétrica consumida pelo motor da eletrobomba, um parâmetro de impacto significativo no seu perfil térmico, poderia ser atualizado de acordo com a carga imposta. Juntamente com os modelos térmico e magnético, a modelagem hidráulica forneceria uma descrição mais próxima do funcionamento real da eletrobomba.

REFERÊNCIAS

- AGUIAR, V. C. **O desenvolvimento da usabilidade de interfaces em projetos - um estudo de caso em lavadora de roupa.** Dissertação (Mestrado em Engenharia de Produção) — Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Produção, Universidade Federal de São Carlos, 2004.
- ANDERSSON, B. **Lumped Parameter Thermal Modelling of Electric Machines: Analysis of an Interior Permanent Magnet Synchronous Machine for Vehicle Applications.** Thesis (Master of Science) — Department of Energy and Environment, Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, 2013.
- BEJAN, A. - **Heat Transfer.** 2^a ed., John Wiley & Sons, Inc., New York, 1993.
- BEJAN, A. - **Convection Heat Transfer.** 4^a ed., John Wiley & Sons, Inc., New York, 2013.
- BOGLIETTI, A.; CAVAGNINO, A.; LAZZARI, M.; PASTORELLI, M. **A Simplified Thermal Model for Variable-Speed Self-Cooled Industrial Induction Motor.** IEEE Transactions on Industry Applications, v. 39, n. 4, pp. 945-952, 2003.
- BOGLIETTI, A.; CAVAGNINO, A.; PARVIS, M.; VALLAN, A. **Evaluation of Radiation Thermal Resistances in Industrial Motors.** IEEE Transactions on Industry Applications, v. 42, n. 3, 2006.
- BOLE, R. **Life-Cycle Optimization of Residential Clothes Washer Replacement.** Thesis (Master of Science) — Center of Sustainable Systems, University of Michigan, Ann Arbor, USA, 2006.
- BONNETT, A. H.; SOUKUP, G. C. **Cause and Analysis of Stator and Rotor Failures in Three-Phase Squirrel-Cage Induction Motors.** IEEE Transactions on Industry Applications, v. 28, n. 4, pp. 921-937, 1992.
- BOUAFIA, M.; ZIOUCHI, A.; BERTIN, Y.; SAULNIER, J. **Étude expérimentale et numérique des transferts de chaleur en espace annulaire sans débit axial et avec cylindre intérieur tournant.** International Journal of Thermal Sciences, v. 38, n. 7, pp. 547-559, 1999.
- BOUSBAINE, A.; MCCORMICK, M.; LOW, W. F. **Thermal Modelling of Permanent-Split-Capacitor Single-Phase Induction Motors Based On Accurate Loss Density Measurement.** In: Eighth International Conference on Electrical Machines and Drives (Conf. Publication n. 444), pp. 175-179, 1997.
- BROMAN, D. **Meta-Languages and Semantics for Equation-Based Modeling and Simulation.** Thesis n. 1333, Department of Computer and Information Science, Linköpings Universitet, Sweden, 2010.
- CEZÁRIO, C. A. - **Análise do Escoamento do Ar em Motores de Indução Totalmente Fechados.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.

CEZÁRIO, C. A.; VERARDI, M.; BORGES, S. S.; SILVA, J. C.; OLIVEIRA, A. A. M. **Transient Thermal Analysis of an Induction Electric Motor.** In: Proceedings of COBEM 2005 - 18th International Congress of Mechanical Engineering, 2005.

CHOWDHURY, S. K. **A Distributed Parameter Thermal Model for Induction Motors.** In: Proceedings of the International Conference on Power Electronics and Drive Systems, pp. 739-744, 2005.

CHURCHILL, S. W.; CHU, H. H. S. **Correlating equations for laminar and turbulent free convection from a vertical plate.** International Journal of Heat and Mass Transfer, v. 18, n. 11, pp. 1323-1329, 1975.

CRAVIOTO, J.; YASUNAGA, R.; YAMASUE, E. **Comparative analysis of average time of use of home appliances.** Procedia CIRP, v. 61, pp. 657-662, 2017.

FRITZSON, P. **Introduction to Modeling and Simulation of Technical and Physical Systems with Modelica.** 1^a ed., John Wiley & Sons, 2011.

FRITZSON, P.; BUNUS, P. **Modelica – A General Object-Oriented Language for Continuous and Discrete-Event System Modeling and Simulation.** In: Proceedings of the 35th IEEE Annual Simulation Symposium, pp. 365-380, 2002.

GARCILASO, L.; JORDAN, K. L.; KUMAR, V.; HUTCHINS, M. J.; SUTHERLAND, J. W. **A Life-cycle Comparison of Clothes Washing Alternatives.** In: Advances in Life Cycle Engineering for Sustainable Manufacturing Businesses - Proceedings of the 14th CIRP Conference on Life Cycle Engineering, pp. 423-428, 2007.

HOWEY, D. A.; CHILDS, P. R. N.; HOLMES, A. S. **Air-gap convection in rotating electrical machines.** IEEE Transactions on Industrial Electronics, v. 59, n. 3, pp. 1367-1375, 2012.

HWANG, C.; WU, S. S.; JIANG, Y. H. **Novel Approach to the Solution of Temperature Distribution in the Stator of an Induction Motor.** IEEE Transactions on Energy Conversion, v. 15, n. 4, pp. 401-406, 2000.

IBGE – Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística. **Síntese de Indicadores Sociais - Uma Análise das Condições de Vida da População Brasileira.** Rio de Janeiro, IBGE, 2016.

IBGE – Instituto Brasileiro de Geografia e Estatística. **Síntese de Indicadores Sociais - Uma Análise das Condições de Vida da População Brasileira.** Rio de Janeiro, IBGE, 2018.

IEA – International Energy Agency. **Energy-Efficiency Policy Opportunities for Electric Motor-Driven Systems.** Paris, OECD/IEA, 2011.

IEA – International Energy Agency. **Energy efficiency indicators: highlights.** Paris, OECD/IEA, 2018.

- JOKINEN, T.; SAARI, J. **Modelling of the coolant flow with heat flow controlled temperature sources in thermal networks.** IEE Proceedings - Electric Power Applications, v. 144, n. 5, pp. 338-342, 1997.
- KHEMANI, H. **Parts of a Washing Machine & How it Works.** Disponível em: <https://www.brighthubengineering.com/consumer-appliances-electronics/38895-working-parts-of-a-washing-machine/>. Acesso em: 23 out. 2019.
- KRAL, C.; HAUMER, A.; PLAINER, M. **Simulation of a thermal model of a surface cooled squirrel cage induction machine by means of the SimpleFlow-library.** In: Proceedings of the 4th International Modelica Conference, pp. 213-218, 2005.
- LANE, K. **Appliances & equipment: Tracking Clean Energy Progress.** IEA, 2019. Disponível em: <https://www.iea.org/tcep/buildings/appliances/>. Acesso em: 10 jul. 2019.
- LINSINGEN, I. V. – **Fundamentos de sistemas hidráulicos.** 4ª ed., Editora da UFSC, 2013.
- MANTELLI, M. B. H.; YOVANOVICH, M. **Spacecraft Thermal Control Handbook**, 2nd Edition, The Aerospace Press, El Segundo, California, 2002, Ch. Thermal Contact Resistance, pp. 599-638.
- MATTSSON, S. E.; ELMQVIST, H. **An Overview of the Modeling Language Modelica.** In: Eurosim'98 Simulation Congress, 1998.
- MELLOR, P. H.; ROBERTS, D.; TURNER, D. R. **Lumped parameter thermal model for electrical machines of TEFC design.** In: IEE Proceedings B - Electric Power Applications, v. 138, n. 5, pp. 205-218, 1991.
- MEZANI, S.; TAKORABET, N.; LAPORTE, B. **A Combined Electromagnetic and Thermal Analysis of Induction Motors.** IEEE Transactions on Magnetics, v. 41, n. 5, pp. 1572-1575, 2005.
- MILANEZ, F.; YOVANOVICH, M. M.; MANTELLI, M. B. H. **Thermal Contact Conductance at Low Contact Pressures.** Journal of Thermophysics and Heat Transfer, v. 18, n. 1, 2004.
- MUKHOPADHYAY, S. C.; PAL, S. K. **Temperature analysis of induction motors using a hybrid thermal model with distributed heat sources.** Journal of Applied Physics, v. 83, n. 11, pp. 6368-6370, 1998.
- NATEGH, S.; WALLMARK, O.; LEKSELL, M.; ZHAO, S. **Thermal Analysis of a PMaSRM Using Partial FEA and Lumped Parameter Modeling.** IEEE Transactions on Energy Conversion, v. 27, n. 2, pp. 477-488, 2012.
- NOVAIS, A. S.; COMITRA, R. D. F. C.; NOGUEIRA, É. **Análise teórica de desempenho térmico de motores de indução elétrica aletados.** Cadernos UniFOA, Volta Redonda, nº 25, quadrimestral, pp. 19-34, 2014.

ROMERO, A. G.; SOUZA, M. L. O. **Uma avaliação empírica de duas opções para modelagem de sistemas físicos.** In: XIX Congresso Brasileiro de Automática, pp. 1343-1350, 2012.

SHEHAN, C. L.; MORAS, A. B. **Deconstructing Laundry: Gendered Technologies and the Reluctant Redesign of Household Labor.** Michigan Family Review, v. 11, n. 1, pp. 39-54, 2006.

STATON, D.; BOGLIETTI, A.; CAVAGNINO, A. **Solving the More Difficult Aspects of Electric Motor Thermal Analysis in Small and Medium Size Industrial Induction Motors.** IEEE Transactions on Energy Conversion, v. 20, n. 3, pp. 620-628, 2005.

STATON, D.; PICKERING, S.; LAMPARD, D. **Recent Advancement in the Thermal Design of Electric Motors.** In: Proceedings of the SMMA 2001 Fall Technical Conference “Emerging Technologies for Electric Motion Industry”, pp. 1-11, 2001.

VOIGDLENER, T. **Desempenho Térmico de Motores Elétricos de Indução.** Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) — Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.

VOIGDLENER, T. **Escoamento e Transferência de Calor em Motores Elétricos de Indução.** Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) — Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2004.

VOIGDLENER, T.; JOHELAVICIUS, D.; PERETTI, M. A. **THERMAL ANALYSIS OF AN INDUCTION MOTOR BY HYBRID MODELING OF A THERMAL EQUIVALENT CIRCUIT AND CFD.** In: Proceedings of the 15th Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering, 2004.

WHIRLPOOL. **Whirlpool Washers.** Disponível em: <https://www.whirlpool.com/laundry/washers.html>. Acesso em: 23 out. 2019.

XHELADINI, L.; TAP, A.; IMERYUZ, M.; ASAN, T.; YILMAZ, M.; ERGENE, L. T. **Thermal and Mechanical Analysis of PM Assisted Synchronous Reluctance Motor for Washing Machines.** In: 10th International Conference on Electrical and Electronics Engineering (ELECO), pp. 227-232, 2017.

YANG, Y.; BILGIN, B.; KASPRZAK, M.; NALAKATH, S.; SADEK, H.; PREINDL, M.; COTTON, J.; SCHOFIELD, N.; EMADI, A. **Thermal management of electric machines.** IET Electrical Systems in Transportation, v. 7, n. 2, pp. 104-116, 2016.

YOVANOVICH, M. M. **On the effect of shape, aspect ratio and orientation upon natural convection from isothermal bodies of complex shape.** ASME HTD, v. 82, pp. 121-129, 1987.

ZHU, D.; FU, Y.; FU, J.; YU, L. **Power Losses and Thermal Analysis of a Designed Electro-Hydraulic Pump.** In: Proceedings of IEEE International Conference on Mechatronics and Automation, pp. 728-733, 2017.

APÊNDICE A – Código APDL para cálculo de temperaturas ponderadas pelo volume no ANSYS

```

/post1 !Entering results post-processor

allsel,all !Select all entities

*DO,I,1,ARG9,1

set,,,,,I !Read result set, in this case the "I" one

*GET,my_timei,ACTIVE,,SET,TIME !Time of result in database (No use
anymore)

cmsel,s,Steel,ELEM !Selects a subset of components and assemblies

ETABLE,temp_elemste,TEMP, !Stores temperature information of each element
in a table

ETABLE,vol_elemste,VOLU, !Stores volume information of each element in a
table

SMULT,weighted_elemtempste,temp_elemste,vol_elemste,1,1 !Forms an element
table item by multiplying two other items -> table of T x Volume
multiplications

SSUM !Calculates the sum of the ETABLE items/entities

*GET,total_weighted_elemtempste,SSUM,0,ITEM,weighted_elemtempste !Stores
sum of weighted element temperatures

*GET,total_volste,SSUM,0,ITEM,vol_elemste !Stores the sum of total volume

my_volume_average_elemtempste = total_weighted_elemtempste/total_volste
!Calculates volume weighted average of element temperature

*CFOPEN,C:\Users\Polo\Documents\Heitor\ANSYS\NewCADAPDL\Steel,txt,,APPEND
!Opens/creates the .txt file to store the values

*VWRITE,my_volume_average_elemtempste !Saves the volume weighted
temperature

(F10.4)

*CFCLOS

*ENDDO

finish !Exits from the processor

```


APÊNDICE B – Resultados da validação do modelo de parâmetros concentrados com dados experimentais dos testes curtos

Conforme explicado na Seção 5.2, neste Apêndice são apresentados os resultados da comparação entre dados experimentais e numéricos para os testes curtos da matriz de testes. As condições destes testes são resumidas na Tabela B.1.

Tabela B.1 – Resumo das condições dos testes de curta duração.

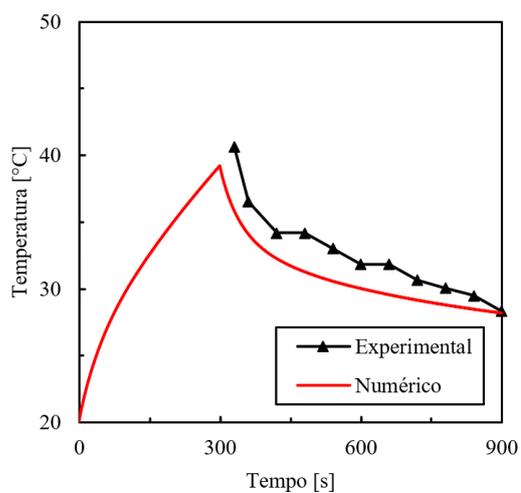
Teste	Pressão [bar]	Temperatura da água [°C]	Bomba ligada [min]	Bomba desligada [min]	Tempo total [min]
1	0,12	20	5	10	15
2	0,12	20	10	10	20
4	0,12	60	5	10	15
5	0,12	60	10	10	20
7	0,24	20	5	10	15
8	0,24	20	10	10	20
10	0,24	60	5	10	15
11	0,24	60	10	10	20

Os resultados são apresentados a seguir, separados por componente, na seguinte sequência: enrolamentos da bobina, chapas de aço, termoprotetor e plástico BMC.

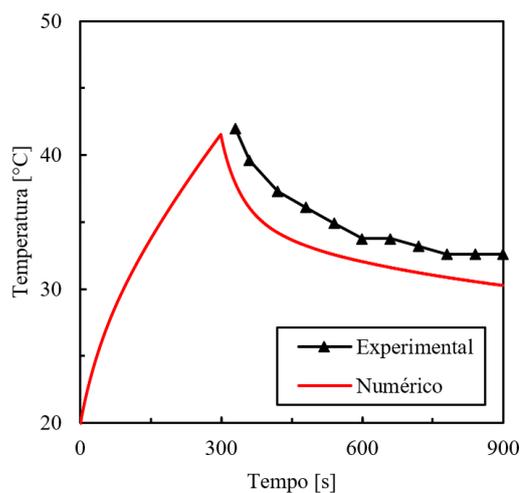
Enrolamentos da bobina

Tabela B.2 – Temperaturas máximas dos enrolamentos da bobina na comparação numérico-experimental nos testes curtos.

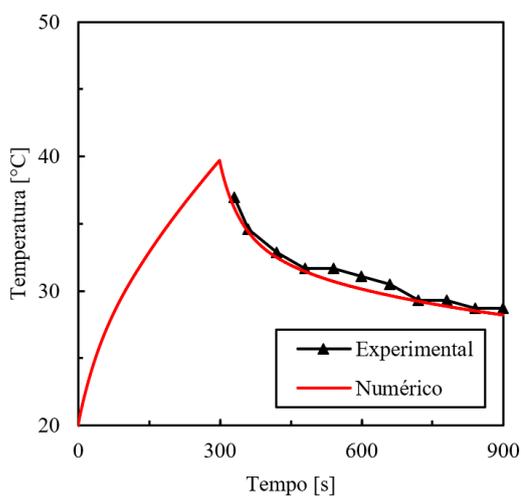
Teste	Temperatura máxima		
	Experimental [°C]	Numérica [°C]	Desvio [°C]
1	40,6	39,2	-1,4
2	50,4	49,9	-0,5
4	41,9	41,5	-0,4
5	52,9	55,1	2,2
7	36,9	39,7	2,8
8	51,6	50,1	-1,5
10	39,8	40,7	0,9
11	54,3	53,6	-0,7



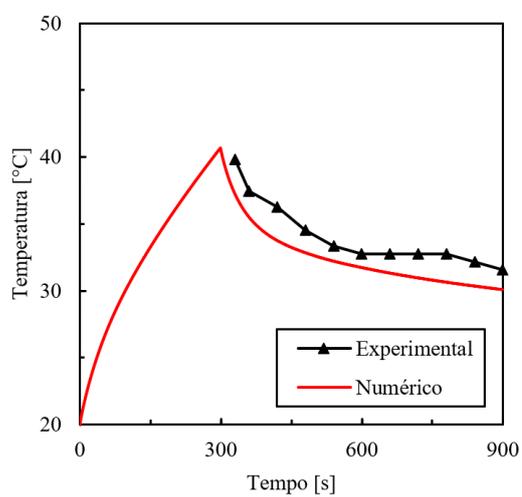
(a) Teste 1



(b) Teste 4

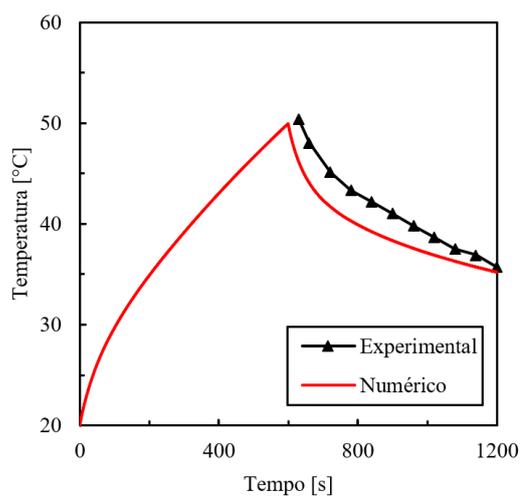


(c) Teste 7

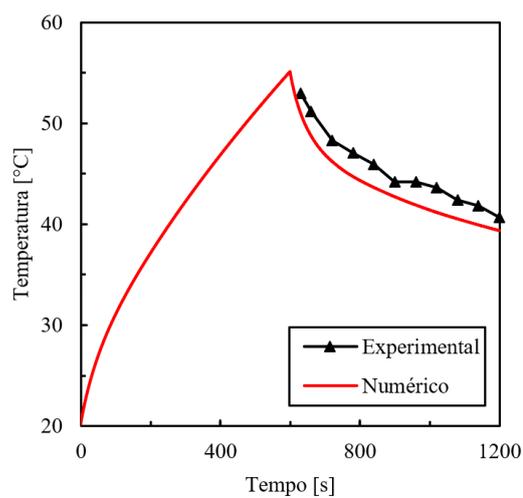


(d) Teste 10

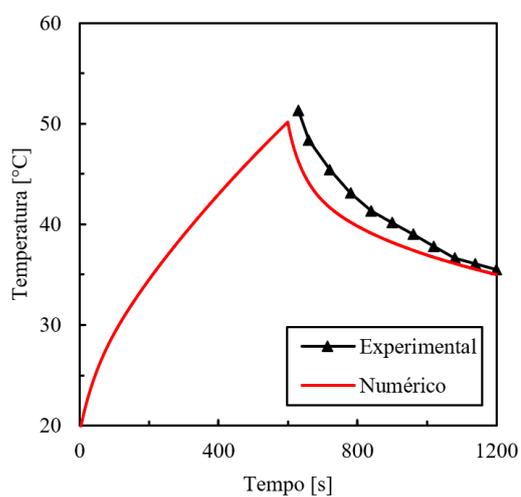
Figura B.1 – Comparação numérico-experimental dos enrolamentos da bobina nos testes de 15 minutos.



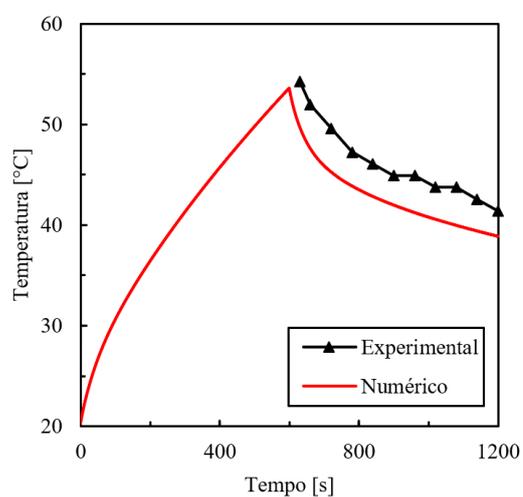
(a) Teste 2



(b) Teste 5



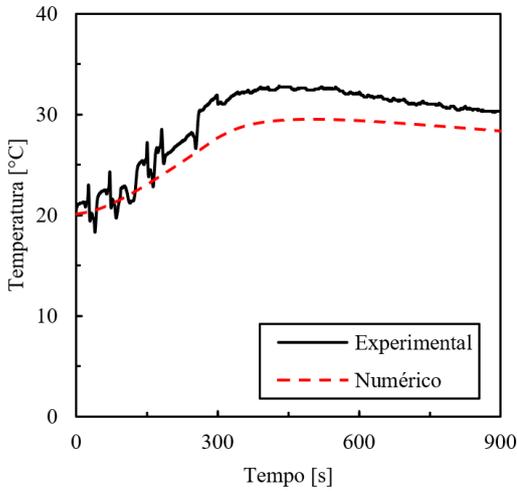
(c) Teste 8



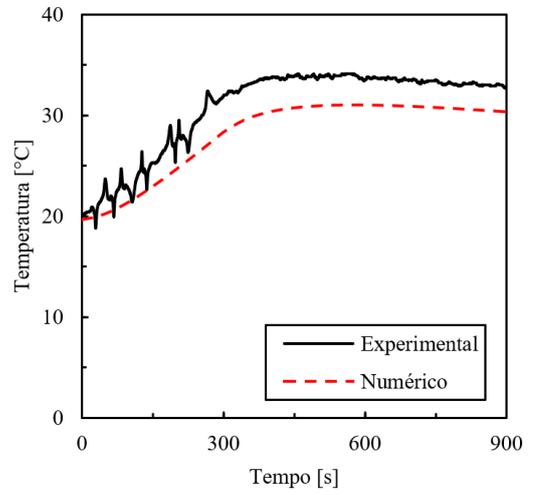
(d) Teste 11

Figura B.2 – Comparação numérico-experimental dos enrolamentos da bobina nos testes de 20 minutos.

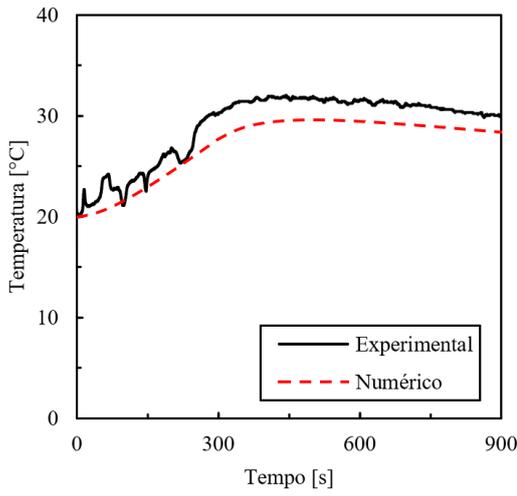
Chapas de aço



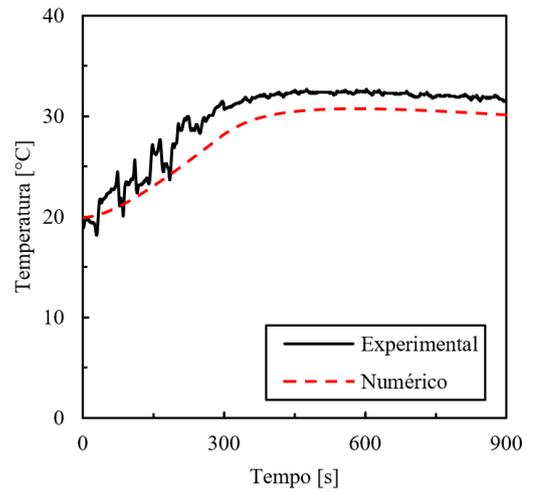
(a) Teste 1



(b) Teste 4

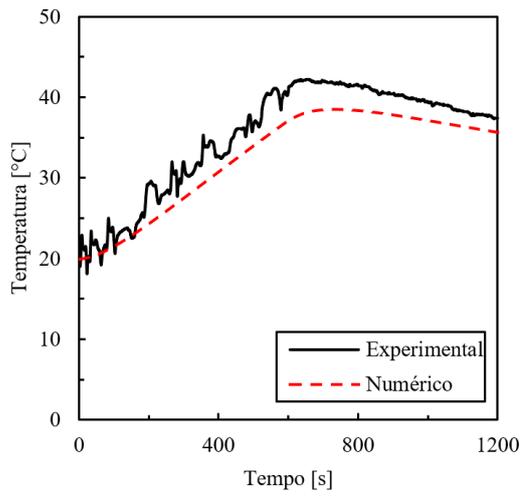


(c) Teste 7

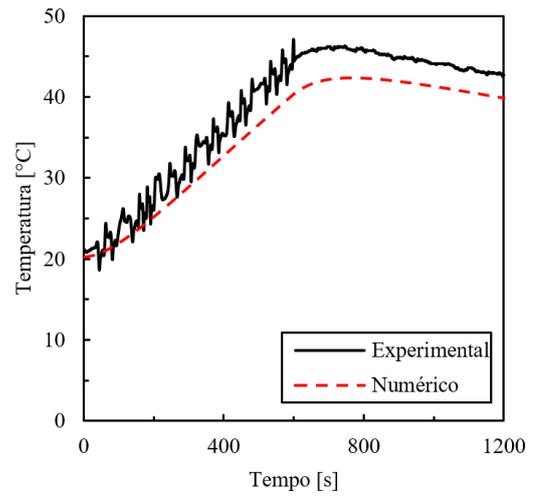


(d) Teste 10

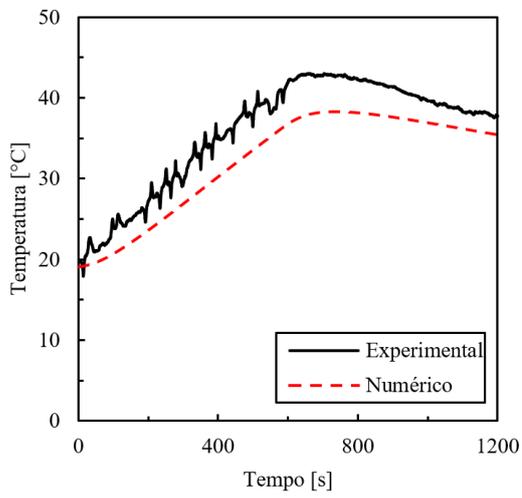
Figura B.3 – Comparação numérico-experimental das chapas de aço nos testes de 15 minutos.



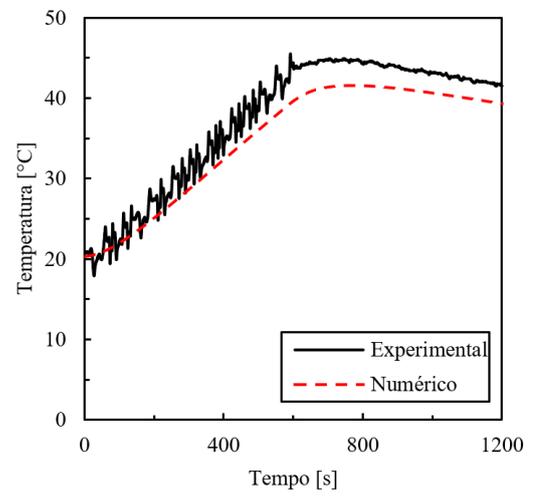
(a) Teste 2



(b) Teste 5



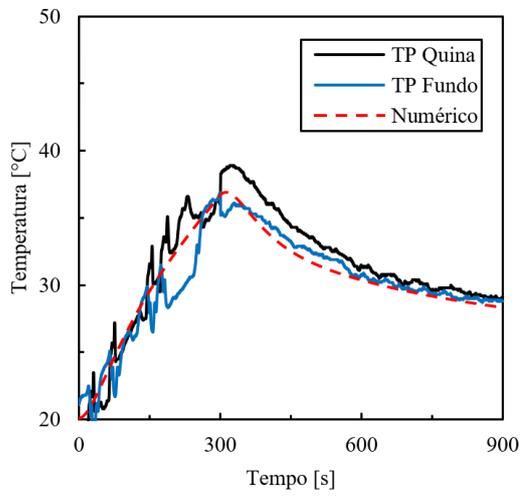
(c) Teste 8



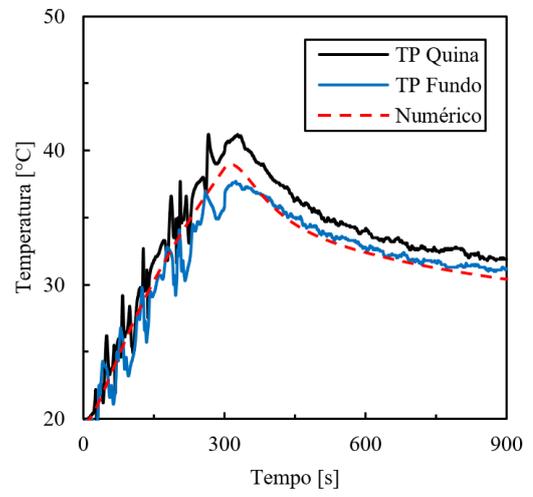
(d) Teste 11

Figura B.4 – Comparação numérico-experimental das chapas de aço nos testes de 20 minutos.

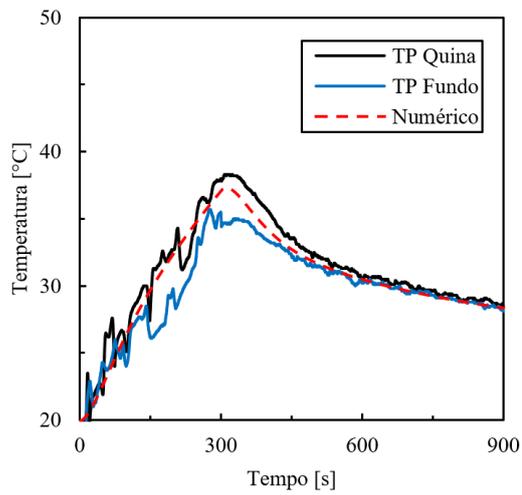
Termoprotetor



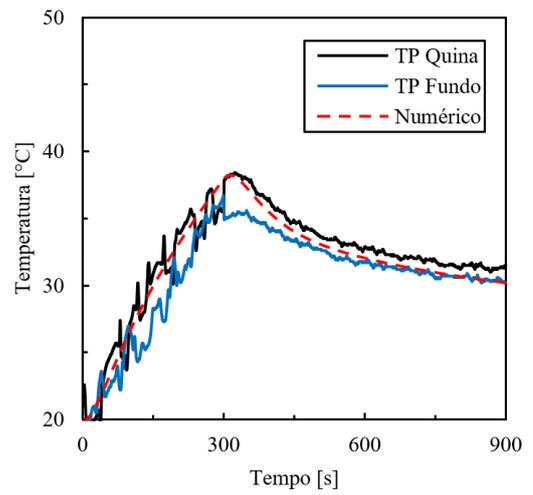
(a) Teste 1



(b) Teste 4

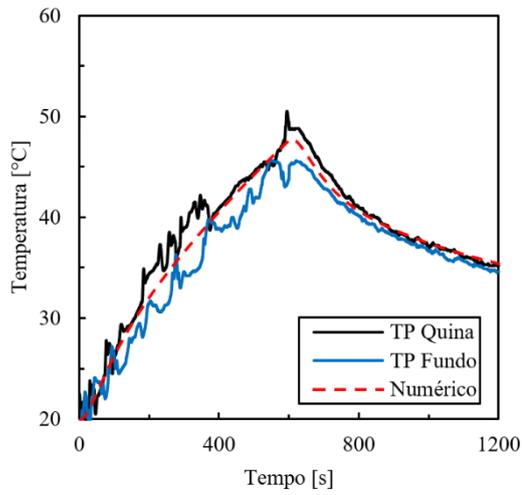


(c) Teste 7

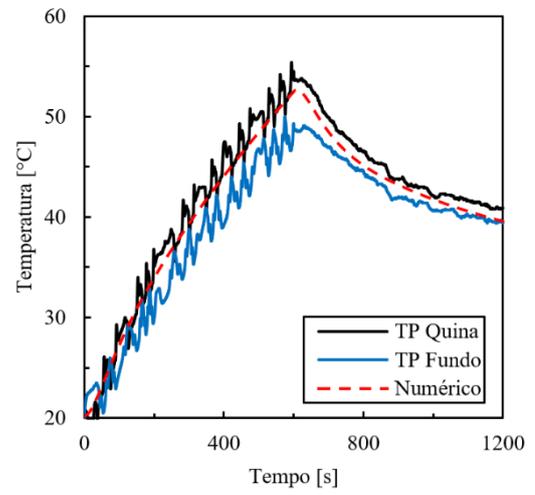


(d) Teste 10

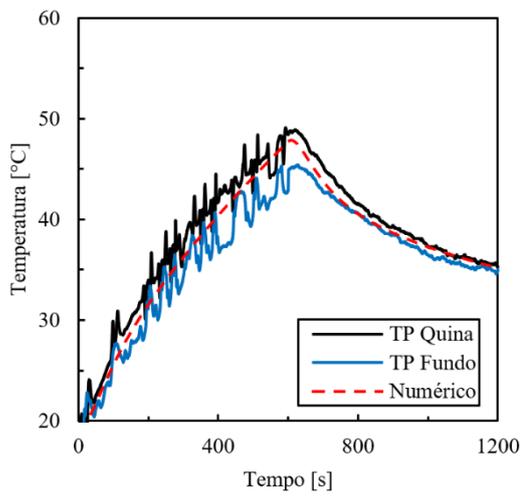
Figura B.5 – Comparação numérico-experimental do termoprotetor nos testes de 15 minutos.



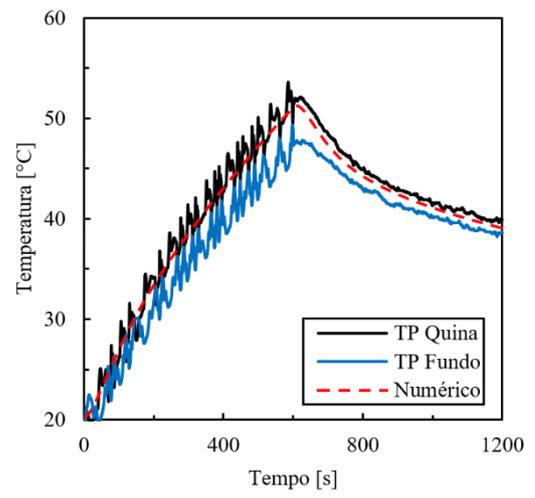
(a) Teste 2



(b) Teste 5



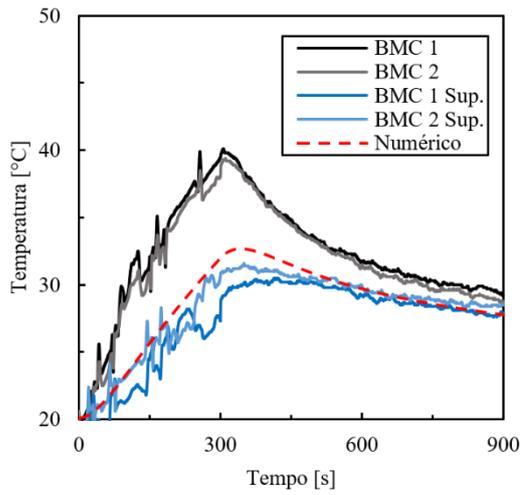
(c) Teste 8



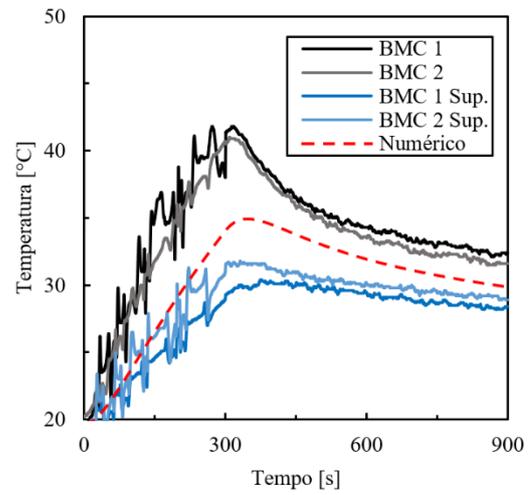
(d) Teste 11

Figura B.6 – Comparação numérico-experimental do termoprotetor nos testes de 20 minutos.

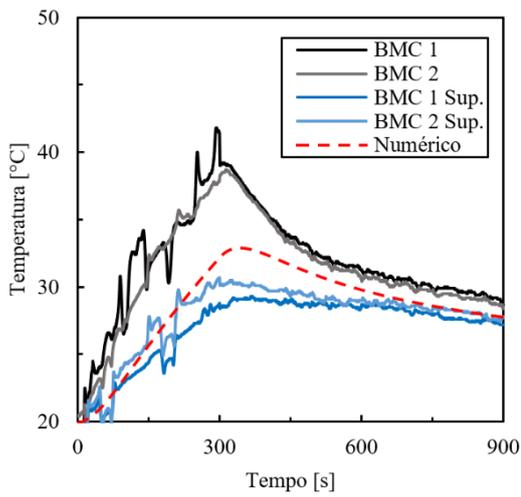
Plástico BMC



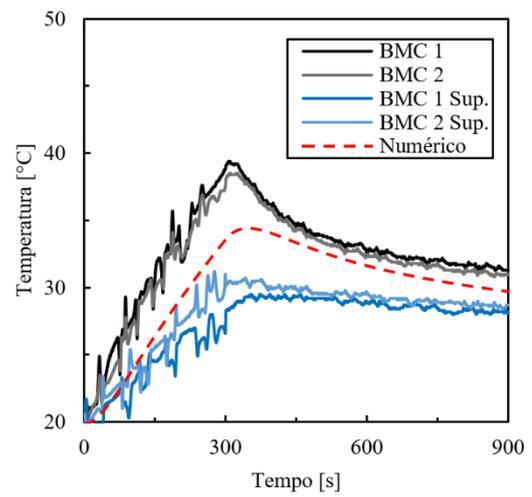
(a) Teste 1



(b) Teste 4

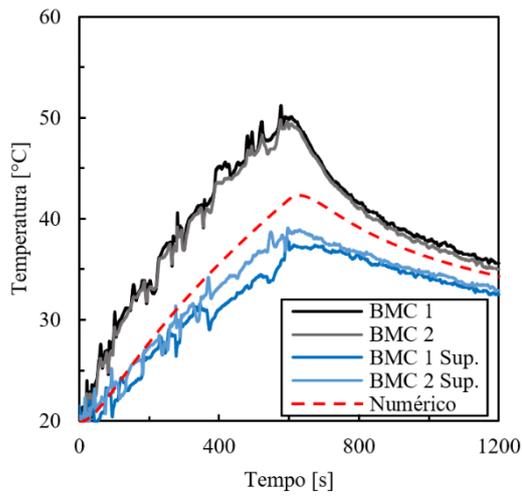


(c) Teste 7

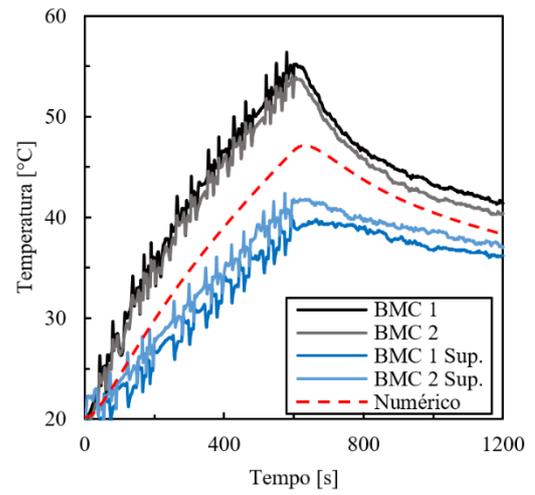


(d) Teste 10

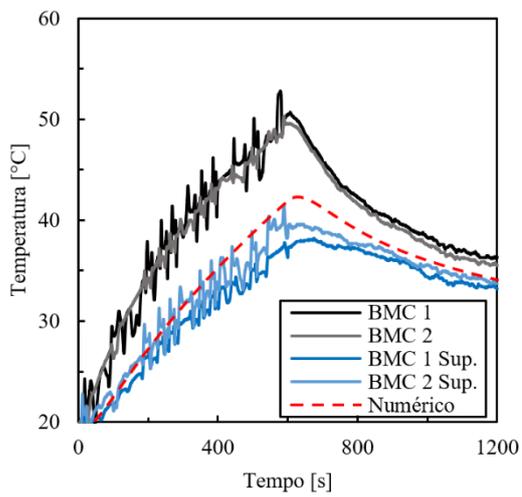
Figura B.7 – Comparação numérico-experimental do plástico BMC nos testes de 15 minutos.



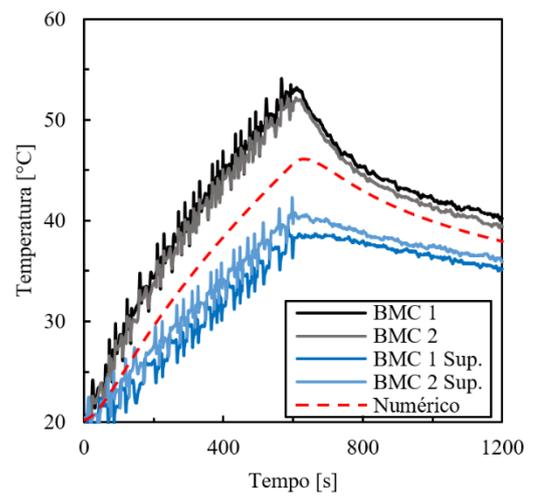
(a) Teste 2



(b) Teste 5



(c) Teste 8



(d) Teste 11

Figura B.8 – Comparação numérico-experimental do plástico BMC nos testes de 20 minutos.