

BRUNO HENRIQUE OLIVEIRA MULINA

**MÉTODO NUMÉRICO/EXPERIMENTAL PARA
DETERMINAÇÃO SIMULTÂNEA DE
TEMPERATURA INTERNA E PROPRIEDADES
TÉRMICAS DE MATERIAIS METÁLICOS E NÃO
METÁLICOS**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
2016

BRUNO HENRIQUE OLIVEIRA MULINA

**MÉTODO NUMÉRICO/EXPERIMENTAL PARA
DETERMINAÇÃO SIMULTÂNEA DE
TEMPERATURA INTERNA E PROPRIEDADES
TÉRMICAS DE MATERIAIS METÁLICOS E NÃO
METÁLICOS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos.

Orientador: Prof. Dr. Solidônio Rodrigues de Carvalho.

Uberlândia – MG

2016

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

M957m Mulina, Bruno Henrique Oliveira, 1984-
2016 Método numérico/experimental para determinação simultânea de
temperatura interna e propriedades térmicas de materiais metálicos e não
metálicos / Bruno Henrique Oliveira Mulina. - 2016.
152 f. : il.

Orientador: Solidônio Rodrigues de Carvalho.
Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Equipamento industrial -
Propriedades térmicas - Teses. 3. Problemas inversos (Equações
diferenciais) - Teses. I. Carvalho, Solidônio Rodrigues de, 1978- II.
Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621



SERVIÇO PÚBLICO FEDERAL
MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA



ALUNO: Bruno Henrique Oliveira Mulina

NÚMERO DE MATRÍCULA: 11123EMC003

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos

LINHA DE PESQUISA: Dinâmica dos Fluidos e Transferência de Calor

PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA: NÍVEL DOUTORADO

TÍTULO DA TESE:

“Método Numérico/Experimental para a Determinação Simultânea de Temperatura Interna e Propriedades Térmicas de Materiais Metálicos e Não-Metálicos”

ORIENTADOR: Prof. Dr. Solidônio Rodrigues de Carvalho

A Tese foi **APROVADA** em reunião pública, realizada no Anfiteatro B do Bloco 5O, Campus Santa Mônica, em 05 de maio de 2016, às 08:00 horas, com a seguinte Banca Examinadora:

NOME	ASSINATURA
Prof. Dr. Solidônio Rodrigues de Carvalho (orientador)	UFU
Prof. Dr. Gilmar Guimarães	UFU
Prof. Dr. Valério Luiz Borges	UFU
Prof. Dr. Luís Mauro Moura	PUC-PR
Prof. Dr. Saulo Guths	UFSC

Uberlândia, 05 de maio de 2016

*A meus pais Cesar Roberto e Regina (saudades),
família e amigos,
aos Professores Solidônio e Valério,
ao todos do laboratório,
e todos que de alguma forma me apoiaram ate o momento,
agradeço por toda ajuda e apoio oferecidos.*

*A meus pais Cesar Roberto e Regina (saudades),
família e amigos,
aos Professores Solidônio e Valério,
ao todos do laboratório,
e todos que de alguma forma me apoiaram ate o momento,
agradeço por toda ajuda e apoio oferecidos.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais, César Roberto e Regina, por terem investido no meu futuro desde o começo, me apoiando e colocando no caminho certo. Sei que eles devem estar bastante orgulhosos.

Ao meu irmão Gustavo e minha irmã Cristiana, que mesmo de longe e com tantos contratempos, tivemos bons momentos.

Ao Prof. Solidônio, por ter guiado meus estudos e ter aguentado por tantos momentos de ignorância e inexperiência.

Ao meu amigo e professor Valério, por ter me ajudado e aturado nos momentos de dúvida.

Aos colegas do LTCM, por todo companheirismo e conversas.

À Universidade Federal de Uberlândia e à Faculdade de Engenharia Mecânica pela oportunidade de realizar este Curso.

Aos órgãos de fomento CAPES, CNPq e FAPEMIG, pela bolsa de doutorado e apoio financeiro.

Aos Prof. Gilmar Guimarães, Prof. Saulo Güths, e Prof. Luís Mauro por participarem da avaliação deste trabalho.

A todos meus amigos e companheiros, com os quais tive grandes conversas.

A vocês, meu muito obrigado...

MULINA, B. H. O. MÉTODO NUMÉRICO/EXPERIMENTAL PARA DETERMINAÇÃO SIMULTÂNEA DE TEMPERATURA INTERNA E PROPRIEDADES TÉRMICAS DE MATERIAIS METÁLICOS E NÃO METÁLICOS.

2016. 126 f. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

A temperatura é o principal parâmetro mensurado na indústria, um ótimo indicativo do estado de operação de equipamentos. Desse modo, o estudo da variação da temperatura ao longo do tempo permite identificar a necessidade de manutenção de equipamentos industriais. No entanto, a grande maioria dos motores elétricos, mancais e bombas hidráulicas não possuem sensores térmicos em sua parte interna. Logo, é comum na indústria que as condições de funcionamento sejam definidas com base em temperaturas medidas na parte externa, como por exemplo, na superfície ou carcaça de máquinas. Sabe-se, no entanto, que a temperatura externa depende fortemente da fonte de calor interna e de efeitos convectivos e radiativos do meio, o que pode acarretar em incertezas no processo de medição. Com o objetivo de determinar a temperatura interna de equipamentos industriais, este trabalho propõe o desenvolvimento de uma técnica numérica-experimental e de métodos não invasivos para chegar aos objetivos propostos. A técnica é baseada em um modelo térmico transiente unidimensional, problemas inversos em transferência de calor e dados experimentais, de modo a estimar as propriedades térmicas da carcaça do equipamento e determinar a temperatura interna do mesmo. Os resultados obtidos demonstram que se trata de uma técnica promissora.

Palavras Chave: Temperatura, propriedades térmicas, problemas inversos, métodos in situ.

MULINA, B. H. O. NUMERICAL / EXPERIMENTAL METHOD FOR SIMULTANEOUS DETERMINATION OF INTERNAL TEMPERATURE AND THERMAL PROPERTIES OF METALLIC AND NON-METALLIC MATERIALS.

2016. 126 f. Dr. Sc. Thesis, Federal University of Uberlandia, Uberlandia.

Abstract

The measurement and analysis of temperature in machinery and electric motors is an excellent tool for industrial maintenance. However, the majority of industrial equipment, such as: bearings and hydraulic pumps, do not have thermal sensors internally installed. Therefore, it is common to measure the temperature on accessible regions of the equipment, such as the external surface. However it is known that external temperature depends on the environment and the internal heat source, which may cause uncertainty in the measurement. In order to determine the internal temperature of industrial equipment, this work proposes the development of a numerical-experimental technique based on a non-invasive method. The technique is based on transient one-dimensional thermal model, inverse problems in heat transfer and experimental data to estimate thermal properties and determine internal temperature of industrial equipment. The proposed technique was evaluated with simulated experiments and comparisons with data from scientific literature. The results obtained demonstrated the feasibility and potential of the technique proposed in this work.

Keywords: temperature, thermal properties, inverse problems, in situ methods

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Motores da empresa Kinross	3
Figura 2.1 – Diagrama de bloco do <i>Zero Heat Flux Sensor</i>	18
Figura 2.2 – Região de isotérmica criada pelo <i>Zero Heat Flux Sensor</i>	19
Figura 2.3 – <i>Double Sensor</i>	20
Figura 2.4 – Estrutura do sensor <i>Dual Heat Flux</i>	21
Figura 3.1 – Problema térmico inicial.....	32
Figura 3.2 – Esquema do sensor desenvolvido	32
Figura 3.3 – Modelo térmico equivalente para dois sensores térmicos.....	33
Figura 3.4 – Evolução dos campos térmicos em uma amostra	34
Figura 3.5 – Campos térmicos próximos aos sensores.....	35
Figura 3.6 – Problema térmico equivalente para a amostra instrumentada	36
Figura 3.7 – Problema térmico	38
Figura 3.8 – Fluxograma para determinação da difusividade térmica α^*	42
Figura 3.9 – Fluxograma para estimativa da difusividade térmica α e fluxo de calor $\phi_i(t)$ por meio da Evolução Diferencial	44
Figura 3.10 – Fluxograma para determinação da condutividade térmica k	46
Figura 3.11 – Discretização em volumes finitos	48
Figura 4.1 – Primeiro experimento simulado. Dados simulados para a carcaça de PVC	52
Figura 4.2 – Segundo experimento simulado. Dados simulados para o aço AISI 304	53
Figura 4.3 – Dados aplicados ao Modelo Diferença para o experimento simulado com o PVC. 53	

Figura 4.4 – Dados aplicados ao Modelo Diferença para o experimento simulado com o aço AISI 304.....	54
Figura 4.5 – Fases de $Z_c(f)$ calculadas para os experimentos simulados	55
Figura 4.6 – Sensibilidade $S_{\varphi,f}$ calculadas para os experimentos simulados	55
Figura 4.7 – Sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$ para diferentes intervalos de frequência.....	56
Figura 4.8 – Função E_φ com relação à difusividade térmica α^*	57
Figura 4.9 – Difusividade térmica e $E_{\varphi(\phi_i^*,\alpha^*)}$ ao longo da variação de $\phi_i(t)$	58
Figura 4.10 - Função E_k em função da condutividade térmica.....	60
Figura 4.11 - Função E_Q em função da condutividade térmica	61
Figura 4.12 – Temperaturas internas simuladas e estimadas para o experimento simulado com o PVC	63
Figura 4.13 – Temperaturas internas simuladas e estimadas para o experimento simulado com o aço AISI 304	63
Figura 4.14 – Experimento simulado com amostra de PVC e ruído SNR = 8.....	64
Figura 4.15 – Experimento simulado com amostra de PVC e ruído SNR = 4.....	64
Figura 4.16 – Experimento simulado com amostra de PVC e ruído SNR = 2.....	65
Figura 4.17 – Experimento simulado com amostra de PVC e ruído SNR = 1.....	65
Figura 4.18 – Experimento simulado com amostra de aço AISI 304 para SNR = 8	66
Figura 4.19 – Experimento simulado com amostra de aço AISI 304 para SNR = 4	67
Figura 4.20 – Experimento simulado com amostra de aço AISI 304 para SNR = 2	67
Figura 4.21 – Experimento simulado com amostra de aço AISI 304 para SNR = 1	68
Figura 5.1 – Bancada experimental	72
Figura 5.2 – Montagem experimental	72
Figura 5.3 - Medição da potencia elétrica aplicada pela resistência de aquecimento.....	73

Figura 5.4 - Sensores térmicos	75
Figura 5.5 – Transdutor de fluxo de gradiente tangencial	75
Figura 5.6 – Curva de calibração do transdutor de fluxo.....	76
Figura 5.7 – Evolução térmica para amostra de PVC submetido a diferentes condições	77
Figura 5.8 – Evolução térmica para amostra de aço submetido a diferentes condições.....	77
Figura 6.1 – Amostra de PVC avaliada	81
Figura 6.2 – Fluxo de calor Q_i fornecido pelo elemento aquecedor	81
Figura 6.3 – Parâmetros experimentais obtidos para o experimento com o PVC.....	82
Figura 6.4 – Sinais aplicados ao Modelo Diferença.....	82
Figura 6.5 – Fases típicas da função transferência $Z_d(f)$	83
Figura 6.6 – Sensibilidade $S_{\varphi,f}$ obtidas para um experimento padrão	83
Figura 6.7 – Sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$ para diferentes intervalos de frequência.....	84
Figura 6.8 – Difusividade térmica e $E_{\varphi(\phi_i^*,\alpha^*)}$ obtidos para diferentes valores de fluxos de calor $\phi_i^*(t)$	85
Figura 6.9 – Função E_k com relação à variação da condutividade térmica	86
Figura 6.10 – Propriedades termo físicas calculadas para cada experimento.....	86
Figura 6.11 – Evolução da função E_Q conforme variação do fluxo de calor $Q_i(t)$	88
Figura 6.12 – Temperaturas internas $T_i(t)$ para o experimento nº 14.....	89
Figura 6.13 – Temperaturas internas $T_i(t)$ para o experimento nº 8.....	90
Figura 6.14 – Experimento realizado para aço microligado	91
Figura 6.15 – Fluxo de calor fornecido pelo elemento aquecedor.....	92
Figura 6.16 – Parâmetros experimentais obtidos.	93
Figura 6.17 – Diferenças aplicadas ao Modelo Diferença	93
Figura 6.18 – Fases típicas da função transferência $Z_d(f)$	94

Figura 6.19 – Sensibilidade $S_{\varphi, f}$ obtida para um experimento padrão para o aço microligado..	94
Figura 6.20 – Sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$ para diferentes intervalos de frequência	95
Figura 6.21 – Difusividade térmica e $E_{\varphi(\phi, \alpha)}$ obtidos para diferentes valores de fluxo ϕ_i^*	96
Figura 6.22 – Função E_k com relação à variação da condutividade térmica	96
Figura 6.23 – Propriedades térmicas calculadas para o aço microligado	97
Figura 6.24 – Evolução da função E_Q conforme variação do fluxo de calor $Q_i(t)$	98
Figura 6.25 – Temperatura da face interna	99
Figura I.1 – Montagem experimental	119
Figura I.2 – Fluxos de calor obtidos para os sensores	120
Figura I.3 – Fluxos de calor experimentais $\phi_i(t)$ e $\phi_e(t)$	121
Figura I.4 – Fases obtidas para os modelos dinâmicos simplificado e completo	121
Figura II.1 – Fluxograma evolutivo de uma população	124
Figura II.2 – Etapas da Evolução Diferencial	124
Figura II.3 – Fluxograma para solução por meio da Evolução Diferencial	126

LISTA DE TABELA

Tabela 2.1 – Artigos relacionados à determinação da temperatura interna	14
Tabela 2.2 – Artigos relacionados à determinação das propriedades térmicas em regime permanente	22
Tabela 2.3 – Artigos relacionados à determinação das propriedades térmicas em regime transiente	26
Tabela 3.1 – Parâmetros aplicados ao cálculo da temperatura teórica $\theta_c(t)$	41
Tabela 4.1 – Parâmetros aplicados aos experimentos simulados.....	52
Tabela 4.2 – Intervalos de frequências para análise para $S_{E(\phi_i^*)}$	56
Tabela 4.3 – Valores aplicados à solução da Evolução Diferencial.....	58
Tabela 4.4 – Resultados obtidos por meio da Evolução Diferencial	59
Tabela 4.5 – Comparativo entre os parâmetros simulados e calculados	59
Tabela 4.6 – Comparativo entre as propriedades térmicas simuladas e calculadas	60
Tabela 4.7 – Comparativo entre os fluxos de calor internos simulados e estimados	62
Tabela 4.8 – Estimativas para os experimentos simulados para o PVC	66
Tabela 4.9 – Estimativas para os experimentos simulados para o aço AISI 304	68
Tabela 6.1 – Parâmetros experimentais para o PVC.....	80
Tabela 6.2 – Intervalos de frequências para análise para $S_{E(\phi_i^*)}$ para o experimento com o PVC	84
Tabela 6.3 – Valores aplicados à solução da Evolução Diferencial.....	85
Tabela 6.4 – Valores determinados de α e k para cada experimento	87
Tabela 6.5 – Comparativo entre valores de α e k	87

Tabela 6.6 – Comparativo entre valores experimentais e calculadas para o fluxo de calor interno $Q_i(t)$	89
Tabela 6.7 – Composição do aço microligado DIN 38MnSiVS5.	90
Tabela 6.8 – Parâmetros experimentais para o aço microligado DIN 38MnSiVS5	92
Tabela 6.9 – Intervalos de frequências para análise para $S_{E(\phi_i^*)}$ para o experimento com o aço microligado	95
Tabela 6.10 – Valores determinados de α e k para cada experimento	97
Tabela 6.11 – Comparativo entre valores de α e k	98
Tabela I.1 – Parâmetros experimentais para testes com o PVC.....	120

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Latinas

a, b, c	Dimensões da amostra
c_p	Capacidade térmica à pressão constante
E_φ	Função Erro com relação à fase
$E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$	Função Erro na fase com relação ao fluxo de calor ϕ_i^* e difusividade térmica α^*
E_k	Função Erro no domínio do tempo com relação à condutividade térmica
E_{Qi}	Função Erro no domínio do tempo com relação ao fluxo de calor interno
f	Frequência
FBG	<i>Fiber Bragg Grating</i>
FFT	<i>Fast Fourier Transform</i>
h	Coefficiente de convecção
I	Corrente elétrica
IPT	Instituto de Pesquisas Tecnológicas
k	Condutividade térmica
kVA	Unidade de Potência elétrica (1000VA)
NTC	<i>Negative Temperature Coefficient</i>
P	Potência Elétrica
PTC	<i>Positive Temperature Coefficient</i>
Q_i	Fluxo de calor na face interna
Q_h	Fluxo de calor trocado com o ambiente
Q_{e1}, Q_{e2}	Fluxos de calor externos experimentais obtidos pelos sensores térmicos
Q_{i1}, Q_{i2}	Fluxos de calor internos abaixo dos sensores
Q_{h1}, Q_{h2}	Fluxos de calor perdido para o ambiente pelos sensores térmicos

R	Resistência elétrica
RTD	<i>Resistance Temperature Detector</i>
$S_{\varphi,f}$	Sensibilidade da fase com relação à frequência
$S_{E(\phi_i^*)}$	Sensibilidade da função $E_{\varphi(\phi_i^*,\alpha^*)}$ com relação ao fluxo de calor ϕ_i^*
SNR	Relação sinal-ruído
t	Tempo
T	Temperatura
T_{∞}	Temperatura ambiente
T_0	Temperatura inicial
T_{01}, T_{02}	Distribuições térmicas iniciais para os modelos térmicos 1 e 2
T_{c1}, T_{c2}	Temperaturas externas calculada para os sensores térmicos
T_{e1}, T_{e2}	Temperaturas externas experimentais obtidas pelos sensores térmicos
T_i	Temperatura na face interna
TDMA	<i>Tridiagonal matrix algorithm</i>
V	Tensão elétrica
x, y, z	Coordenadas espaciais
$X(f)$	Sinal de entrada na frequência
$Y(f)$	Sinal de saída na frequência
ZHF	<i>Zero Heat Flux Sensor</i>
$Z(f)$	Função resposta na frequência
$Z_c(f)$	Função resposta na frequência teórica
$Z_e(f)$	Função resposta na frequência experimental
$ Z(f) $	Módulo da função $Z(f)$

Letras Gregas

α	Difusividade térmica
α^*	Difusividade térmica temporária

θ_e	Temperatura externa experimental obtida para o Modelo Diferença
θ_c	Temperatura externa calculada para o Modelo Diferença
θ_i	Temperatura interna obtida para o Modelo Diferença
ρ	Densidade volumétrica
$\varphi(f)$	Fase da função transferência
$\varphi_e(f)$	Fase da função transferência experimental
$\varphi_c(f)$	Fase da função transferência calculada
ϕ	Fluxo de calor
ϕ_e	Fluxo de calor externo experimental para o Modelo Diferença
ϕ_i	Fluxo de calor interno obtido para o Modelo Diferença
ϕ_i^*	Fluxo de calor interno temporário

Subíndices

c	Dados calculados
e	Dados referentes à face externa
i	Dados referentes à face interna
1	Dados referentes ao sensor térmico 1
2	Dados referentes ao sensor térmico 2
0	Dados iniciais (em $t = 0$)

SUMÁRIO

CAPÍTULO I – Introdução	01
CAPÍTULO II - Revisão Bibliográfica	07
2.1. Importância do controle térmico.....	07
2.2. Métodos para determinação da temperatura interna por meios não invasivos	13
2.3. Métodos para determinação de propriedades térmicas de Materiais	21
CAPÍTULO III - Modelagem Matemática e Computacional.....	31
3.1. Caracterização do problema direto, equações e condições de contorno.....	31
3.2. Determinação das propriedades termofísicas, fluxo de calor e temperatura interna da amostra	37
3.2.1. Determinação da difusividade térmica e do fluxo de calor interno $\phi_i(t)$	38
3.2.2. Determinação da condutividade térmica	45
3.2.3. Determinação da temperatura interna e fluxo de calor	46
3.3. Metodologia numérica do problema térmico direto	48
CAPÍTULO IV - Validação teórica do modelo matemático.....	51
4.1. Desenvolvimento do experimento simulado	51
4.2. Estimativa das propriedades térmicas.....	54
4.2.1. Cálculo da difusividade térmica e fluxo de calor $\phi_i(t)$	54
4.2.2. Cálculo da condutividade térmica.....	60

4.2.3. Cálculo dos fluxos de calor e da temperatura interna.....	61
4.3. Análise da robustez da técnica.....	63
CAPÍTULO V – Montagem e planejamento experimental	71
5.1. Bancada Experimental	71
5.2. Sensores Térmicos	74
CAPÍTULO VI – Resultados experimentais	79
6.1. Determinação das propriedades térmicas, fluxo de calor e temperatura interna para o PVC	79
6.2. Determinação de α e k para o Aço Microligado	90
CAPÍTULO VII – Conclusões	101
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	105
ANEXO I - ANÁLISE DO TERMO $\phi_i(t)$.....	119
ANEXO II - EVOLUÇÃO DIFERENCIAL	123

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Métodos invasivos são aqueles que provocam o rompimento das barreiras naturais, abrindo uma porta ou acesso para o meio interno no qual se deseja medir a temperatura. Já os métodos não invasivos são aqueles que envolvem empirismo, instrumentos científicos, medições indiretas e modelos matemáticos de forma que a grandeza possa ser estimada sem romper ou danificar qualquer barreira ou porta de acesso, sendo seu estudo de interesse na área industrial.

Para a obtenção direta da temperatura podem ser utilizados diversos modelos de elementos sensores, como as termo-resistências, termopares e termistores. As termo-resistências, ou RTD, são sensores térmicos baseados no princípio da variação da resistência elétrica de um material em função da temperatura. Devido aos materiais utilizados, podem ter um custo elevado quando comparado a outros sensores. Os principais metais usados são o cobre, o níquel e a platina. (Goncalves, 2003). A platina é a mais comum e proporciona medições com baixo índice de incerteza, linearidade nas medições, robustez e baixo custo de instalação, já que não necessita de conexões especiais.

Os termopares, juntamente com os cabos de compensação, são sensores baseados no efeito Seebeck, onde a diferença na temperatura entre dois metais provoca uma tensão elétrica, na ordem de microvolts ou milivolts. A diferença entre termopar e cabo de compensação está na pureza dos materiais usados, o que reflete na qualidade das leituras de temperatura. Os termopares possuem uma vasta gama de combinações metálicas, cobrindo ampla faixa de temperaturas. Os termopares apresentam tempo de resposta na leitura pequeno, devido a sua reduzida massa.

Os termistores são semicondutores que, assim como os RTD's, variam sua resistência elétrica conforme a temperatura. Conforme o coeficiente de variação da resistência, o termistor pode ser um PTC (*Positive Temperature Coefficient*) ou NTC (*Negative Temperature Coefficient*). Sua aplicação é limitada no meio industrial devido a ausência de uma padronização entre os fabricantes, possuírem um comportamento não linear e sofrerem auto-aquecimento. A vantagem em sua aplicação se deve ao baixo custo e volume reduzido, sendo mais usado em sistemas de proteção. Existem termistores para aplicações especiais, que possuem comportamento próximo ao dos RTD's, porém com custo mais elevado.

Quando a temperatura de interesse é interna e não é possível a inserção de sensores no ponto de interesse, deve-se desenvolver um método não invasivo para que a mesma seja monitorada.

Na indústria existem diversas situações nas quais se faz necessária a medição e controle da temperatura interna de equipamentos. Em setores como o da mineração, é comum o monitoramento da temperatura como forma de manutenção e determinação das condições de operação de motores e mancais. Entretanto, a medição direta da temperatura interna em tais equipamentos é inviável devido à presença de partes mecânicas móveis. Uma técnica comum envolve o uso de câmeras termográficas como aquela utilizada pela empresa Kinross Gold Corporation e apresentada na Fig. 1.1.

No entanto, estas também são limitadas a áreas visíveis, nas quais a determinação da temperatura interna se torna qualitativa, a mercê da experiência do operador da câmera e informações anteriores de falhas. Além disso, as diferentes condições da superfície mensurada altera a emissividade da superfície, induzindo diferentes medidas para equipamentos com mesma temperatura. No caso de equipamentos lacrados ou blindados, como motores e mancais, a temperatura interna continuaria inacessível. Assim, faz-se necessário o desenvolvimento de metodologias e procedimentos para determinar a temperatura interna de equipamentos industriais.

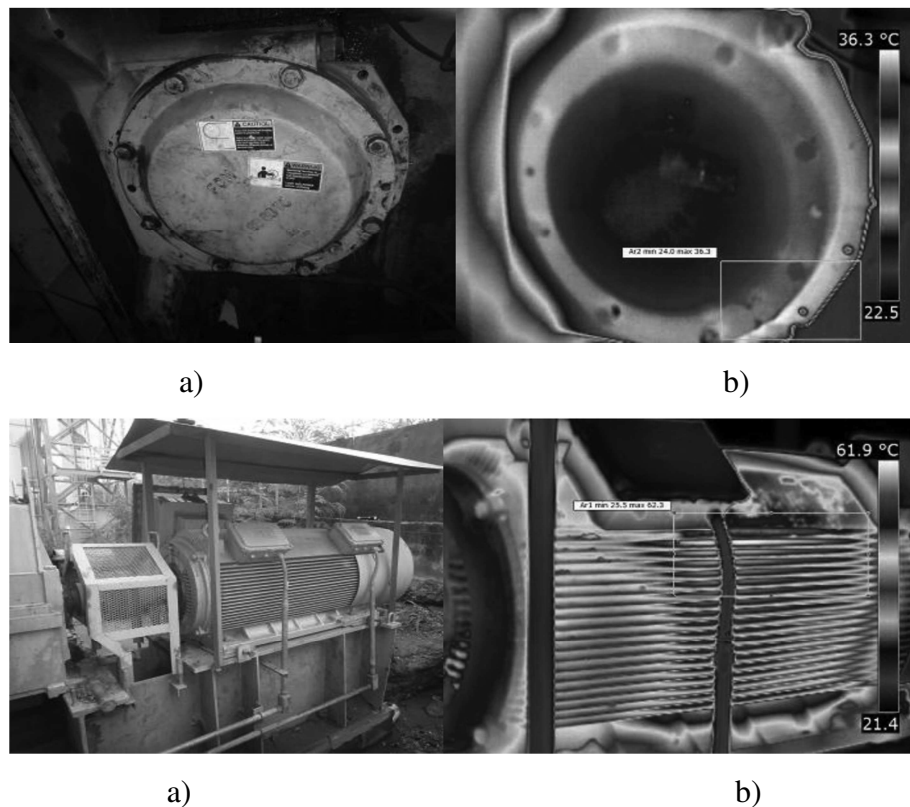


Figura 1.1 – Motores da empresa Kinross: a) Equipamento. b) Imagem termográfica

Como objetivo de apresentar uma solução para o problema da determinação da temperatura interna, como no caso industrial da empresa Kinross, bem como outros encontrados na indústria, este trabalho propõe a concepção e o desenvolvimento de uma metodologia teórica/experimental para determinar as propriedades térmicas de materiais tendo apenas uma superfície de acesso, bem como prever a temperatura da face interna, não acessível. Esta técnica poderá ser aplicada em diversas áreas, entre elas permitir avaliar as características da carcaça do equipamento bem como sua temperatura interna.

Ressalta-se que na literatura científica são encontrados diversos trabalhos envolvendo métodos não invasivos de medição de temperatura, tais como: refração de gás, termografia acústica, laser induzido, comprimento de onda, entre outros. Além disso, no caso da aplicação em equipamentos industriais, existem diversas patentes registradas. Há ainda aqueles equipamentos equipados de fábrica com sensores de temperatura interna e externa. No entanto, no caso da indústria pesada e de mineração, mesmo em se tratando de equipamentos de alto custo de aquisição e manutenção, não é comum, principalmente em motores, rotores e mancais, a instalação de sensores de temperatura por parte dos fabricantes.

No caso de mancais e rotores, este trabalho possibilitará medir a temperatura interna e correlacionar seus efeitos ao desgaste das peças, fornecendo um parâmetro de controle e

manutenção. Na indústria, a técnica poderá ser usada para determinar rapidamente a condutividade e difusividade térmica de materiais metálicos e não metálicos, ou simplesmente medir a temperatura interna de um determinado forno, duto, entre outros.

Por estes motivos, o presente trabalho propõe o desenvolvimento de uma técnica que permita, por meio de informações obtidas da superfície externa, estimar as propriedades termofísicas do sistema instrumentado, além da temperatura e fluxo de calor aos quais a superfície interna não acessível está submetida. Nesse sentido, o Capítulo II apresenta uma revisão bibliográfica sobre medição e análise de temperatura interna, por meios não invasivos, em diversos tipos de processos, tais como: industriais e médicos. Além disso, apresenta-se um estudo com relação aos métodos existentes para determinação das propriedades termofísicas.

O desenvolvimento do modelo numérico/experimental para determinação das propriedades termofísicas, juntamente com a temperatura e fluxo de calor na face interna é realizado no Capítulo III. A partir de informações obtidas por sensores instalados na superfície externa, e aplicação de um Modelo Diferença, são estimadas a condutividade e a difusividade térmica. Conhecidas as propriedades, é possível estimar a temperatura e o fluxo de calor interno de forma não invasiva. Ressalta-se que a técnica faz uso de dados experimentais monitorados na superfície externa do equipamento, tais como: temperaturas e fluxos de calor.

A validação é apresentada no Capítulo IV, por meio de dados obtidos de experimentos simulados. São avaliados dois materiais, com propriedades térmicas com características metálicas e isolantes. Neste capítulo também é apresentado, por meio de gráficos, o comportamento das equações envolvidas de forma a identificar o método de otimização adequado para a solução do problema. Por último, é avaliada a robustez da técnica inserindo diferentes níveis de ruído nos dados simulados. Neste caso, o objetivo foi verificar a influência de possíveis ruídos ou incertezas na temperatura e fluxo de calor medidos na face externa do equipamento.

O desenvolvimento dos sensores térmicos, responsáveis pela aquisição das temperaturas e dos fluxos de calor na superfície externa, é visto no Capítulo V. São descritos os tipos de transdutores utilizados, materiais aplicados e sua estrutura. Apresenta-se ainda a montagem de uma bancada experimental, para estudo e validação da técnica em laboratório.

Após desenvolvimento e validação, tem-se no Capítulo VI a aplicação experimental da técnica em amostras de materiais com propriedades e geometrias diferentes, com o intuito de

determinar a condutividade e a difusividade térmica de cada amostra, além da temperatura e fluxos internos.

Por fim, o Capítulo VII apresenta as conclusões e propostas para futuros trabalhos.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. IMPORTÂNCIA DO CONTROLE TÉRMICO

Na indústria a temperatura é um dos parâmetros de mais fácil compreensão e seu monitoramento permite constatar alterações nas condições dos equipamentos, componentes e do próprio processo produtivo, já que seu valor pode indicar de forma direta o estado do processo mensurado. O controle da temperatura reflete ainda em menor consumo de matérias primas, qualidade do produto final, desgaste em peças, vida útil do equipamento, entre outros.

Em muitos casos a temperatura deve ser monitorada em regiões internas e inacessíveis de equipamento, como por exemplo, mancais e rotores de motores, e interior de fornos. Devido à dificuldade de obtenção da temperatura interna, as condições de funcionamento dos equipamentos são ajustadas com base em temperatura medidas em regiões acessíveis, como por exemplo, na superfície externa ou carcaça de máquinas e fornos, o que pode acarretar em falhas operacionais, já que, devido às incertezas e variações existentes nas medições, podem resultar em valores que resultam em avaliações erradas. Certos equipamentos possuem sensores térmicos inerentes à sua construção, porém estes sensores são utilizados apenas como sistemas de proteção e não de medição.

Na indústria mecânica, maquinários e equipamentos são normalmente construídos com materiais metálicos, condutores de calor, e, portanto, é comum na prática considerar a temperatura interna próxima àquela medida na superfície ou carcaça da máquina. Sabe-se, no entanto, que essa aproximação não é verdadeira, levando a erros de operação e incertezas relacionadas à manutenção, uma vez que a temperatura de superfície esta sujeita à variações da fonte de calor, efeitos convectivos e radiativos do meio.

A vida útil de um motor elétrico é afetada por sua temperatura de operação. Há um senso comum que a cada 10°C acima da temperatura de projeto, tem-se uma redução de 50% na vida útil do motor. Além do desgaste dos isolantes elétricos, a elevação da temperatura incrementa a resistência elétrica dos condutores, elevando as perdas térmicas por efeito Joule (Malipatil e Reddy, 2014).

Bonnett (2001) apresenta um motor composto por três partes: estator, rotor e rolamentos. Todas as partes são responsáveis pelo aquecimento do motor, seja por efeito Joule nos condutores elétricos ou por perdas magnéticas nos entreferros presentes no estator e no rotor, seja por atrito nos rolamento. A elevação da temperatura provoca o desgaste precoce do motor, pois acelera processos de oxidação, perda de isolamento elétrico, perda da rigidez dos materiais, entre outros problemas. Bonnett (2001) analisa os itens apresentados na norma IEEE 841, que regulariza as especificações de motores de alto desempenho com potência entre 1 cv e 500 cv, com até 8 pólos. Tal norma discorre sobre relações entre temperatura e funcionamento do motor e apresenta informações importantes sobre a influência da pressão atmosférica, temperatura ambiente, tipo de isolamento e lubrificantes aplicados nos motores. É percebido no estudo que os principais elementos sensíveis à temperatura são os lubrificantes e isolamentos elétricos, uma vez que se deterioram de forma mais rápida caso excedam a temperatura de projeto.

Cui *et al.* (2012) realizam um estudo térmico e magnético de motores elétricos aplicados em trens de alta velocidade. Métodos numéricos foram usados para modelar e estimar as trocas térmicas por convecção nos motores. Os autores fazem uso de dados experimentais sobre a temperatura das superfícies dos motores e do fluxo de ar circundante. A partir dos resultados obtidos é confirmada a importância da ventilação como parâmetro de controle da temperatura. Os autores comentam que as maiores temperaturas foram atingidas nas extremidades dos enrolamentos do estator. Já para o rotor, as maiores temperaturas ocorrem no centro axial. Cui *et al.* (2012) citam inclusive que o projeto correto do isolantes elétricos permitem um aumento na potência do motor elétrico, mas que resulta em maiores perdas térmicas.

Y. Huai *et al.* (2003) desenvolvem o modelo térmico de um motor gaiola de esquilo por meio do *software* FEMLAB, que considera as perdas por efeito Joule de origens magnética e térmica. O modelo térmico foi validado por meio de dados experimentais, para diferentes frequência e tensão de alimentação, com erros entre as temperaturas calculadas e experimentais menores que 10%. Foi observado que as maiores temperaturas são atingidas ao

longo das bobinas do estator. O modelo térmico desenvolvido deverá ser aplicado como parâmetro de entrada para um sistema de controle, de modo que opere com eficiência ideal e auxilie na prevenção de danos provenientes da temperatura.

Em um transformador elétrico a elevação da temperatura pode indicar as condições de operação do mesmo. Um transformador com elevada eficiência gera menor quantidade de calor, conseqüente menor perda de energia elétrica (Copper Alliance, 2013). Quanto maior a temperatura, maior será a dissipação de energia, conseqüentemente, maior será o sistema de refrigeração da máquina. Para a medição da temperatura em transformadores podem ser adotados métodos invasivos que consistem em sensores submersos no óleo de isolamento ou soldados entre as bobinas (Barros, 2007).

Tsili *et al.* (2010) apresentam um modelo tridimensional para estudo do perfil térmico de dois transformadores, um de 400kVA e outro de 160kVA, considerando a interação entre as perdas termomagnéticas e o comportamento termo-fluido-dinâmico do óleo. Os coeficientes de trocas térmicas entre as partes (bobinas, óleo e ambiente) são calculados para o modelo de forma iterativa, minimizando a diferença entre as temperaturas calculadas e experimentais obtidas por meio de sensores instalados nos enrolamentos das bobinas de alta e de baixa tensão. Por meio do modelo é possível inclusive estimar as perdas térmicas em cada enrolamento para cada modelo de transformador testado.

Por meio da temperatura têm-se informações importantes sobre a vida útil de mancais e rolamentos e, mesmo desconhecendo o real estado dos componentes, manutenções ou paradas podem ser programadas. O aumento da temperatura em mancais tem influência direta na viscosidade do lubrificante, aumentando o desgaste, degradação do lubrificante e dos batentes. Takabi e Khonsari (2013) desenvolveram um modelo térmico para mancais rolamentados de modo a estimar a temperatura sob diversas condições de operação. O modelo prevê que o calor será originário apenas por atrito, se propaga por meio de condução e é perdido ao ambiente por efeito convectivo. Também é levada em consideração a expansão volumétrica dos componentes, que interfere nos coeficientes de atrito. O mancal real e seu modelo computacional são submetidos a diversas condições de torque e velocidade. Para cada condição de trabalho são medidas as temperaturas na superfície externa e do óleo do rolamento. O modelo foi utilizado para avaliar o comportamento térmico do mancal frente à variação de diversos parâmetros (velocidade, torque, coeficiente convectivo).

Matzan (2007) cita que a temperatura, mesmo sendo importante indicador do estado do mancal, não é usualmente adotada com parâmetro de manutenção, devido às incertezas

relacionadas ao sistema de medição. Normalmente a manutenção é baseada na vibração mecânica e qualidade do óleo. Por este motivo a termometria infravermelho, método usualmente utilizado, é aplicada apenas para identificar níveis críticos de operação do mancal. A termografia é aplicada em transportes ferroviários, onde sensores são instalados ao longo da linha férrea. Ao passar acima de um sensor, é medida a temperatura dos rolamentos. A temperatura do mancal também pode ser estimada por meio do eixo conectado. Tal método não é eficiente já que depende das características térmicas e geométricas do eixo, da convecção a ele aplicada e da resistência de contato entre o eixo e o mancal.

Na indústria alimentícia o monitoramento da temperatura reduz as perdas, por exemplo, por degradação e congelamento do produto. Na prática são adotados métodos tradicionais para a medição da temperatura, com termopares, RTD e termômetros. Neste caso os sensores podem entrar em contato direto com os alimentos ou não. Para determinar a temperatura interna de alimentos por meios não invasivos, Jannot *et al.* (2004) propuseram o desenvolvimento de um sensor a ser instalado na superfície das embalagens. O sensor é composto de um bloco de cobre, uma célula *Peltier* e dois termopares. Conhecendo as temperaturas das faces e o fluxo de calor que atravessa a célula *Peltier* durante o regime transiente, é possível estimar a taxa de resfriamento do alimento, e consequente temperatura interna. Segundo os autores, o interesse no desenvolvimento deste sensor se deve ao fato dos alimentos estarem confinados em embalagens, e a simplicidade e baixo custo do sensor, já que é composto de materiais de fácil obtenção.

Baterias e células combustíveis têm seu rendimento afetado pela elevação da temperatura, sendo importante o monitoramento térmico para aumentar sua vida útil e reduzir o perigo de incêndios ou vazamento de materiais tóxicos. Algumas baterias possuem um sensor térmico instalado na superfície. Nesses casos é dito que a temperatura externa é similar à interna. Esta abordagem é incorreta já que a temperatura interna pode variar rapidamente, sendo percebida na superfície com atrasos. Para monitoramento em tempo real das condições de operação de células combustíveis, Lee *et al.* (2014) desenvolvem um micro-sensor eletromecânico de dimensões reduzidas para aquisição da temperatura, pressão e fluxo de água no interior da célula. O sensor desenvolvido foi instalado no interior da célula e fornece informações sobre as condições de operação, estado da reação, intensidade momentânea ou variações ao longo do tempo.

As baterias utilizadas em veículos elétricos têm seu desempenho afetado caso o gradiente de temperatura entre o interior e o exterior supere 10°C e, neste caso, há grande

risco de explosão. Por isso é de suma importância uma metodologia para determinar a temperatura interna de forma eficiente. Richardson *et al.* (2014) desenvolveram um modelo térmico unidimensional permanente para cálculo da temperatura interna de uma bateria cilíndrica com base na temperatura externa e impedância térmica da bateria. A determinação da impedância térmica, por ser um método destrutivo, ocorre apenas uma única vez, admitida igual para baterias com mesmas características. Conhecida a impedância térmica e as dimensões da bateria, a temperatura interna pode ser estimada, e utilizada, juntamente com dados sobre a tensão e corrente elétricas fornecidas, para controle e gestão da bateria.

Na área médica, a temperatura é um dos principais parâmetros para definir o estado de saúde do paciente. Além disso, alguns tratamentos médicos utilizam a temperatura como parte de sua prescrição. A hipertermia, técnica que consiste em elevar a temperatura em uma região afetada pelo câncer, de modo a estimular o sistema imunológico e matar as células cancerígenas, tem sua eficiência dependente da temperatura. Temperaturas baixas não afetam as células cancerígenas, e muito altas matam inclusive as células saudáveis. Normalmente a temperatura é obtida por técnicas invasivas, por meio da inserção de um sensor com um cateter.

Allegretti *et al.* (2015) avaliam o uso da ressonância magnética para estimar a variação na temperatura de um tecido interno durante o tratamento de câncer por meio da ablação térmica com o uso de laser. A variação na temperatura dos tecidos é estimada por meio da quantidade de energia medida pela ressonância magnética. O modelo matemático desenvolvido foi testado experimentalmente em tecidos do pâncreas e fígado (retirados do corpo) submetendo-os à ablação, ao mesmo tempo em que são monitorados por meio da ressonância magnética, e suas temperaturas internas medidas por meio de sensores FBG (*Fiber Bragg Grating*). A ressonância magnética se mostrou promissora na estimativa de um perfil térmico tridimensional do tecido, uma vez que as variações nas temperaturas estimadas por meio da ressonância são próximas daquelas obtidas experimentalmente.

Hayden *et al.* (2013) destacam a influência da viscosidade na medição da temperatura por meio de infravermelho durante processo de síntese de polímeros e compostos orgânicos com irradiação de micro-ondas. A aplicação de micro-ondas aquece os reagentes e promove as reações químicas necessárias. Caso a temperatura não esteja correta, a reação pode ser incompleta ou alterar as propriedades dos reagentes. São realizados processos aplicando diferentes potências das micro-ondas, tipos de reagentes e a velocidade do agitador, com intuito de confrontar as temperaturas obtidas por meio de um sensor infravermelho com as

temperaturas obtidas por um sensor FBG, inserido de modo invasivo no experimento. Uma vez que a temperatura medida por infravermelho é aquela da superfície, os resultados confirmam que a precisão nas medidas é influenciada pelo volume dos reagentes (quanto maior o volume, maior o atraso na determinação da temperatura correta), a velocidade de rotação do misturador (quanto maior mais rápida e estável é a resposta), e a viscosidade do material (quando maior a viscosidade, menos correta a indicação de temperatura).

Na indústria alimentícia, o controle da temperatura minimiza os riscos aos consumidores. Bactérias podem se multiplicar de forma acelerada caso os produtos sejam armazenados ou transportados em temperaturas indevidas. A *Food Standards Agency* (2015) relaciona as consequências do manuseio, transporte e armazenamento de alimentos de acordo com a temperatura. A agência define faixas de temperatura adequadas para evitar a deterioração precoce dos alimentos, proliferação e contaminação por bactérias, além de apresentar práticas corretas para cada possível problema relacionado à temperatura.

Rajeshwari *et al.* (2000) pesquisaram o tratamento de rejeitos industriais por meio de reações anaeróbias. O rendimento do processo está diretamente relacionado ao controle do *ph* e da temperatura no meio. As bactérias anaeróbias responsáveis pela digestão são distintas conforme a faixa de temperatura que melhor se desenvolvem, o que implica que grandes variações na temperatura restringem o desenvolvimento das bactérias, e reduzem o rendimento dos reatores. Os autores citam a existência de três fases ao longo do tratamento anaeróbio dos resíduos, distintas por meio das principais reações ocorridas. O controle térmico é de suma importância no rendimento da segunda e terceira fase, já que as bactérias responsáveis pela degradação dos materiais são sensíveis à variação térmica.

Ahsan *et al.* (2005) avaliam o efeito da temperatura ao longo do tratamento de esgoto para remoção de particulado, e controle da quantidade de íons e oxigênio disponível. Os resultados apresentam uma relação positiva entre a temperatura e a capacidade de tratamento dos resíduos.

Na sequência, apresentam-se informações sobre sensores e metodologias para medição da temperatura interna de forma indireta.

2.2. MÉTODOS PARA DETERMINAÇÃO DA TEMPERATURA INTERNA POR MEIOS NÃO INVASIVOS

Uma prática comum na indústria é estimar a temperatura interna de forma empírica a partir da temperatura na superfície. Esta prática se mostra imprecisa devido a gama de variáveis que influenciam nos resultados: inexperiência do operador, temperatura ambiente, umidade e impurezas do ar, propriedades termofísicas do material mensurado. A Tab. 2.1 apresenta a relação de trabalhos pesquisados relacionados à determinação da temperatura interna por meios não invasivos, sendo estes detalhados em seguida.

Na grande maioria das aplicações industriais usa-se a termografia infravermelho. Tal técnica possui como vantagens a medição da temperatura à distância, não necessitando contato com a amostra, em grande faixa de temperatura, mesmo em objetos em movimento. Devido às incertezas relacionadas à medição, as aplicações e análises são qualitativas, sendo necessário combinar outro método de medição da temperatura caso necessite maior acurácia na coleta dos dados.

A Exergen Corporation desenvolveu um sistema de aquisição da temperatura interna de pneus combinando o uso de termografia, propriedades térmicas da borracha e condições de convecção e radiação. A técnica consiste em medir a temperatura ambiente e a temperatura da superfície do pneu por meio de termografia infravermelho (TIR). Por meio de balanços térmicos o sistema determina a temperatura interna do pneu. O equipamento necessita de calibração inicial para determinar a relação das resistências térmicas da borracha e da convecção na qual a superfície está submetida.

A radiometria é uma técnica que permite medir a temperatura de um corpo a partir da radiação eletromagnética. Pode ser aplicada como substituta dos métodos tradicionais para medição de temperatura (termopares, RTD's, *infrared*). Como diferencial, a técnica utiliza radiação com comprimento de onda diferentes com maior penetração nos corpos, o que permite determinar a temperatura em vários níveis de profundidade de um corpo, conforme as frequências das ondas eletromagnéticas. Scheeler (2011) desenvolveu uma técnica que permite determinar a temperatura de um corpo vislumbrando três níveis de profundidade. Para isso, são aplicados campos magnéticos de diferentes frequências ao corpo, que são captados por meio de uma antena com geometria específica. Como cada frequência tem um poder de penetração, é possível construir um perfil térmico multicamadas avaliando a potência recebida para cada frequência aplicada.

Tabela 2.1 – Artigos relacionados à determinação da temperatura interna.

Nome da(s) técnica(s)	Autor(es)
Termografia infravermelha	Exergen Corporation
Radiometria	Scheeler (2011)
	Zhang <i>et al.</i> (2010)
	Land (2001)
Termografia acústica	Auld (1990)
	de Podesta <i>et al.</i> (2010)
	Simon <i>et al.</i> (1998)
	Ihara e Takahashi (2011)
	Skliar <i>et al.</i> (2014)
	Krotov <i>et al.</i> (2003)
	Krotov, Reyman, e Subochev (2006)
Resistencia elétrica	Lee <i>et al.</i> (2002)
Modelagem térmica e métodos inversos	Cezário <i>et al.</i> (2005)
	Staton e Šušnjić (2009)
	Specht, Wallscheid, e Bocker (2014)
	Malipatil e Reddy (2014)
Sensores de efeito Hall	Gupta e Peroulis (2013)
<i>Zero Heat Flux Sensor</i>	Fox and Solman (1973)
	Koestoer (1985)
	Eshraghi <i>et al.</i> (2014)
	Atallah <i>et al.</i> (2014)
<i>Double Sensor</i>	Gunga <i>et al.</i> (2008)
<i>Dual Heat Flux</i>	Kitamura (2010)

Na fabricação de vidro e plástico é necessário fundir a matéria prima. Logo, a temperatura tem forte influência na qualidade do produto final. No processamento de metais como ferro e alumínio, as temperaturas ao longo do processo determinam as propriedades do produto final. Zhang *et al.* (2010) estudam a radiometria na medição das temperaturas durante o vários processos de fabricação, como do alumínio e do vidro. São utilizadas duas fontes de

radiação térmica como referência, uma quente e outra fria, com emissividades conhecidas. A radiação emitida pelas fontes é refletida na superfície do objeto, e captada por meio de sensores. A partir de equações de ajuste, determinou-se a emissividade e a temperatura da amostra. O desenvolvimento de uma técnica para estimativa da temperatura por meio da radiometria, que não necessite do conhecimento prévio das características do material, se torna necessário nos processos de fabricação, uma vez que ocorrem grandes variações nas temperaturas e nas propriedades do material, alterando sua emissividade, que poderia resultar em medições incorretas.

Land (2001) apresenta o desenvolvimento de um equipamento para medição da temperatura nas áreas médica e industrial por meio da radiometria. Tal equipamento reduz as incertezas nas leituras de temperatura relacionadas a parâmetros como a variação da emissividade da amostra, das características do sensor radiométrico e do sistema eletrônico ao longo do tempo. Para isso, o mesmo sensor realiza três leituras: duas de referência, medindo a radiação emitida por dois corpos de emissividades iguais e temperaturas diferentes, e a da amostra de interesse. Conhecidas as relações entre a temperatura estimada, as emissividades e as características do sensor para cada leitura, é possível determinar a temperatura da amostra de forma precisa, sem a necessidade de conhecimento de parâmetros do sensor ou da emissividade da amostra.

O monitoramento da temperatura por meio de ondas acústicas é possível uma vez que a velocidade e a atenuação de uma onda mecânica se alteram conforme a temperatura do meio, permitindo medir temperaturas entre 20°C e 1800°C (Auld (1990)). Pode também ocorrer reflexão de parte da onda mecânica quando ocorre grande variação na temperatura do meio. Deste modo a temperatura também pode ser estimada com base no atraso entre as ondas enviada e recebida. Um dos principais problemas vistos no uso da acústica para determinar a temperatura interna é sua baixa sensibilidade no caso de pequenas variações de temperatura. Mesmo assim, oferece resultados que permitem o desenvolvimento de termômetros de precisão, utilizados para calibração de outros tipos de sensores térmicos (de Podesta *et al.* (2010)). Simon *et al.* (1998) propuseram o uso de técnicas de processamento do sinal e seu espalhamento. Com essa técnica foram obtidos resultados identificando variações de 0,5°C, em área de sensibilidade de 4mm².

Para determinação da distribuição térmica unidimensional em uma amostra cilíndrica de alumina durante seu aquecimento, Ihara e Takahashi (2011) utilizaram ondas acústicas pulsantes. Com base em métodos inversos determinaram as temperaturas ao longo da amostra.

Uma vez que a amostra possui dimensões que permitam considerar a temperatura ao longo de uma área transversal da amostra constante, os resultados obtidos pelo modelo são validados por meio de medições realizadas por termografia infravermelho, confirmando a possibilidade da aplicação da técnica.

Skliar *et al.* (2014) utilizam o ultrassom no desenvolvimento de um equipamento capaz de definir temperatura média ao longo de um eixo em corpos sólidos, em especial paredes de fornalhas, de forma não invasiva. Tais paredes são revestidas por refratários, impedindo que o calor interno escape para o meio. A técnica consiste relacionar a temperatura com o atraso entre os sinais enviado e recebido. Sabendo a espessura da parede, é possível estimar sua temperatura média a partir de valores de referência. A patente prevê mudanças na técnica que permitam determinar outros parâmetros, porém o processo se torna invasivo.

Um estudo desenvolvido por Krotov *et al.* (2003) discorrem sobre a viabilidade do uso da termometria acústica para identificação temperatura interna em processos de hipertermia para tratamento de câncer. Para isso, submeteu amostras de fígado e/ou peito de frango a processo análogo ao tratamento por hipertermia, aplicando o laser em diferentes profundidades das amostras. Por meio de uma rede de sensores acústicos, Krotov *et al.* (2003) definiram o perfil térmico transversal nas amostras, identificando a área com maiores temperaturas. Krotov, Reyman, e Subochev (2006) relacionam a profundidade onde é aplicado o laser para tratamento e o tempo máximo para que seja detectada a temperatura pelo sensor acústico. Tal estimativa é importante para que o tratamento atinja os resultados esperados.

Um dos métodos mais precisos aplicado para determinar a temperatura dos enrolamentos de motores e transformadores elétricos, e conseqüentemente seu ponto de operação, é a medição da resistência elétrica do rotor. O método da variação das resistências é realizado aplicando um pequeno sinal elétrico à bobina de interesse e, por meio da tensão obtida determina-se a resistência elétrica e, por conseqüente, a temperatura média. Devido à precisão dos equipamentos necessários, é comum que esta metodologia seja aplicada apenas em laboratório. Lee *et al.* (2002) avaliam a aplicação desta técnica em frente ao uso da modelagem térmica dos motores, citando como vantagem o custo computacional e experimental, e estimar diretamente a temperatura na região de interesse.

Cezário *et al.* (2005) realizam um estudo com relação à modelagem térmica de um motor elétrico, de modo a prever as temperaturas em regime transiente. O modelo térmico foi desenvolvido com o uso do software AMESim, de propriedade da empresa *Imagine*. Os

resultados obtidos mostram que as temperaturas calculadas pelo modelo proposto em geral concordam com as temperaturas experimentais, porém, segundo próprio autor, dependem fortemente das características geométricas e termofísicas de cada modelo de motor, o que resulta em submodelos de condução de calor específicos para cada motor. Staton e Šušnjić (2009) aplicaram modelos térmicos mais complexos, porém com mesmas conclusões.

É possível avaliar a temperatura interna de motores elétricos com o uso de observadores dinâmicos. Um observador é um método de estimativa de variáveis de estado em um sistema dinâmico, baseado em uma função transferência associada a determinados filtros. Specht, Wallscheid, e Bocker (2014) utilizam observadores dinâmicos para determinar a temperatura do rotor em motores elétricos síncronos. A vantagem na utilização dos observadores, segundo os autores, é o custo computacional reduzido quando comparado a outros métodos para determinar a temperatura do rotor, e tem como desvantagem fornecer apenas a temperatura no ponto estudado. Os resultados obtidos, quando comparados a dados experimentais, são coerentes para grande faixa das condições de operação.

Malipatil e Reddy (2014) realizaram a modelagem térmica de um motor de corrente contínua com o intuito de avaliar os parâmetros que auxiliam na redução da temperatura máxima atingida pelo motor. A modelagem térmica foi realizada com o uso do *software* comercial ANSYS. Diversas características foram analisadas, tais como: a espessura dos insulamentos elétricos e o fluxo de ar aplicado para refrigeração dos componentes. Com base nos resultados obtidos, os autores afirmam que, conforme esperado, o fluxo de ar aplicado nos componentes tem maior impacto na refrigeração dos componentes.

Sensores de efeito Hall também podem ser aplicados para medição da temperatura em rolamentos. De acordo com a temperatura, materiais magneto-resistivos alteram suas interações com os campos magnéticos que o atravessam. Medindo essa variação, é possível determinar a temperatura do material. Gupta e Peroulis (2013) aplicam este princípio para medição da temperatura de rolamentos. É construído um anel de cerâmica magneto-resistiva, instalado na superfície do rolamento de forma a não interferir em seu funcionamento. Posicionando o rolamento instrumentado dentro de um campo magnético, a temperatura pode ser estimada com base na variação do campo magnético. As temperaturas obtidas por meio da técnica são validadas por meio de termopares, confirmando que o sensor poderá ser efetivamente usado para medir a temperatura, desde que respeitadas certas condições.

Na sequência, apresentam-se informações e metodologias para medição da temperatura não invasiva com sensores de contato. Tais metodologias não dependem do

conhecimento do meio a ser instrumentado, porém se comportam bem apenas em regime permanente.

Fox e Solman (1973) desenvolveram o *Zero Heat Flux Sensor* (ZHF) para ser aplicado na área médica. O sensor é composto por dois termistores separados por um isolante térmico e um elemento aquecedor posicionado na face superior do sensor, como mostrado na Fig. 2.1. O calor fornecido pelo elemento aquecedor é controlado, até que a diferença de temperatura entre os termistores seja nula. Neste momento, cria-se uma região isotérmica abaixo do sensor, conforme Fig. 2.2, onde é considerada que a temperatura obtida pelos termistores é igual à interna. Koestoer (1985) estudou o comportamento deste sensor, mostrando que este funciona bem para temperaturas até 100 °C, sem necessidade de calibração prévia, desde que o sistema esteja sempre em regime permanente.

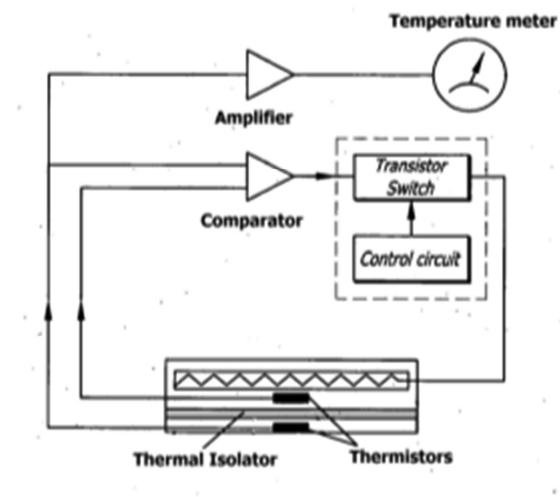


Figura 2.1 – Diagrama de bloco do *Zero Heat Flux Sensor* (Fox e Solman, 1973).

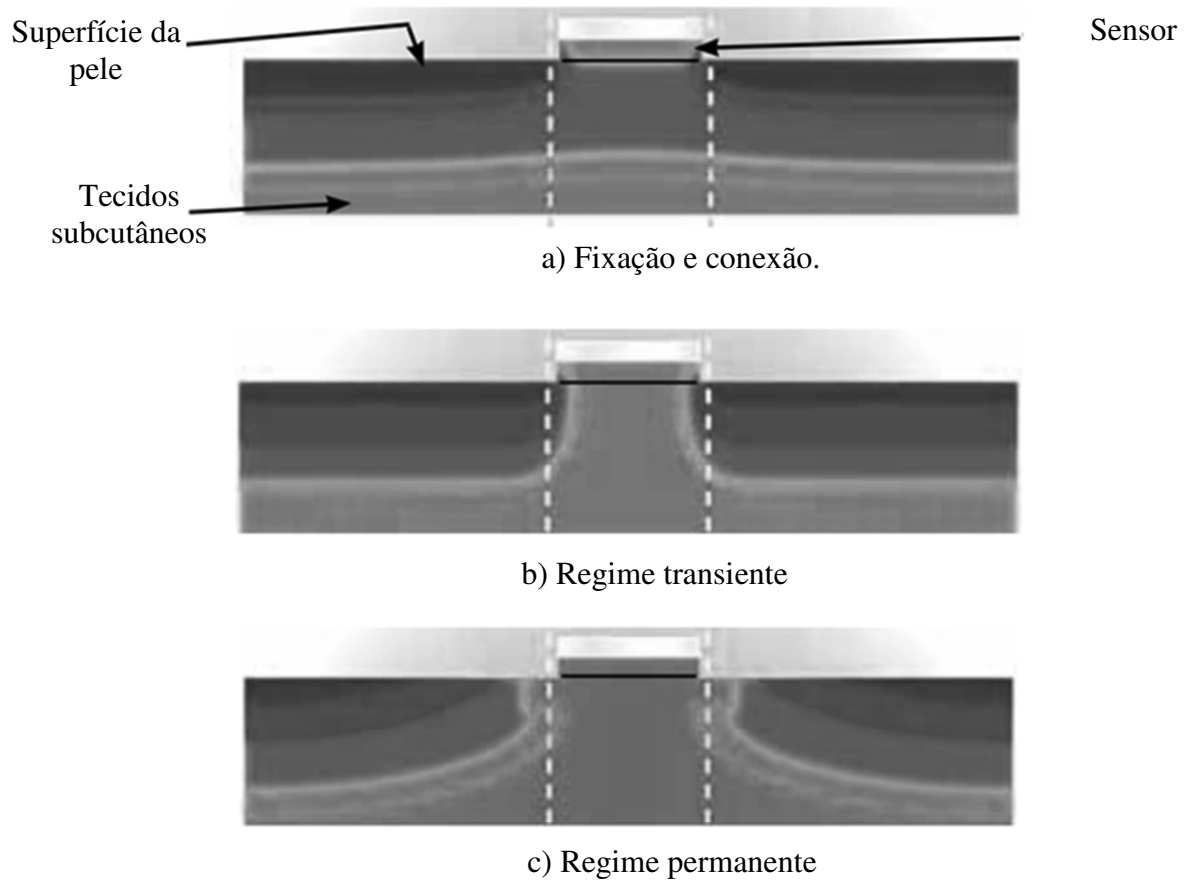


Figura 2.2 – Isotermas criadas pelo *Zero Heat Flux Sensor* (adaptado de 3M, 2013).

Esta técnica é usada na área médica para medição de temperatura interna de partes como a cabeça e tórax, e em substituição a métodos de medição retal e auricular, com resultados satisfatórios. Comparado a outras técnicas para medição da temperatura interna, invasivas ou não, o ZHF apresenta resultados satisfatórios, fornecendo temperaturas confiáveis para aplicações clínicas (Eshraghi *et al.*, 2014).

O ZHF pode ser construído de modo a formar matrizes de sensores, permitindo a construção de uma imagem térmica. Atallah *et al.* (2014) utilizam esta configuração na montagem de um sensor térmico a ser instalado em incubadoras neonatal, de modo a monitorar de forma contínua a temperatura craniana dos recém-nascidos, sem o uso de eletrodos ou sondas. Uma rede de sensores foi posicionada no colchão da incubadora, na altura da cabeça, de forma a medir a temperatura mesmo se o recém-nascido se mexer ou mudar de posição. Durante a avaliação experimental da técnica, a temperatura obtida pelo sensor foi comparada com a temperatura esofágica. A técnica apresentou bons resultados.

Todavia, certas condições devem ser respeitadas, tais como: tamanho do sensor, potência do aquecedor e a resistência térmica entre o sensor e o recém-nascido.

Outro sensor para medição não invasiva da temperatura interna é o Double Sensor, desenvolvido por Gunga *et al.* (2008). Este sensor, apresentado na Fig. 2.3, avalia a temperatura superficial da pele e o fluxo de calor que atravessa o sensor para estimar a temperatura interna T_c . O dispositivo é composto por dois sensores de temperatura, T_{h1} e T_{h2} , um disco de material isolante de condutividade térmica K_s conhecida, colocado entre eles, e um anel isolante. O fluxo de calor é calculado com base na diferença de temperatura entre os dois sensores térmicos e as propriedades do anel isolante posto entre eles. Para o cálculo da temperatura interna a condutividade térmica da pele K_g deve ser conhecida. Para melhor estimativa da temperatura, as perdas térmicas do sensor para o ambiente pelo anel isolador é estimada com base nas relações das temperaturas medidas. Os autores afirmam, no entanto, que o dispositivo não é confiável em ambientes com baixas temperaturas. Além disso, a precisão nas leituras depende diretamente da correta determinação das condutividades térmicas dos materiais envolvidos.

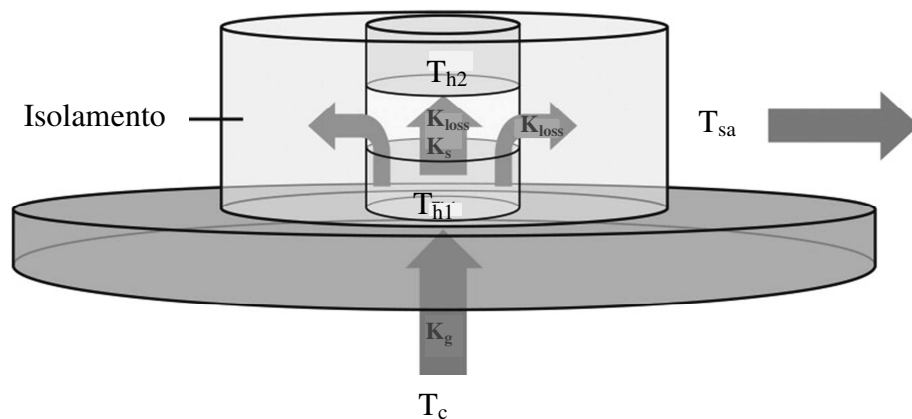


Figura 2.3 – *Double Sensor* (Gunga *et al.* (2008))

Kitamura (2010) propôs um sensor de superfície (Fig. 2.4) para ser aplicado na área médica na determinação da temperatura interna do paciente sem o uso de aquecedores. O protótipo faz a leitura de temperaturas entre as impedâncias térmicas R_1 e R_2 , e estima o fluxo de calor que as atravessa. Avaliando os dois problemas térmicos formados pela associação das impedâncias do sensor e da pele, é possível definir um modelo matemático que, independente da impedância da pele, permita calcular a temperatura interna. A relação entre as resistências R_1 e R_2 pode ser obtida por meio de uma calibração prévia.

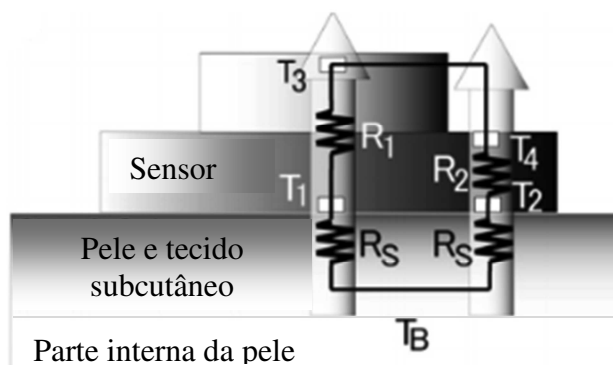


Figura 2.4 – Estrutura do sensor *Dual Heat Flux* (Kitamura, 2010).

Os resultados obtidos, quando comparados ao método *Zero Heat Flux*, mostram que é possível determinar a temperatura interna com o uso do *Dual Heat Flux*. Os experimentos foram realizados avaliando o tempo de resposta e a temperatura estimada. Foi constatado que quanto maior a temperatura ambiente, mais rápido o sensor atinge o regime permanente e fornece leituras válidas.

2.3. MÉTODOS PARA DETERMINAÇÃO DE PROPRIEDADES TÉRMICAS DE MATERIAIS

Existem diversos métodos para determinação de propriedades termofísicas de materiais. Alguns métodos permitem determinar apenas umas das propriedades térmicas, enquanto outros estimam de forma simultânea a condutividade e a difusividade térmica.

Tong (2010) explica que os experimentos para a determinação das propriedades podem ser separados em duas categorias: regime permanente e transiente. Os métodos baseados em regime permanente possuem como vantagem o custo computacional reduzido e são aplicados para a determinação de apenas um parâmetro. A desvantagem é o longo período de tempo experimental para que seja atingida a condição de regime permanente. Os métodos baseados em regime transiente envolvem modelos térmicos mais complexos e são capazes de determinar simultaneamente a difusividade e a condutividade térmica.

A Tab. 2.2 apresenta a relação de trabalhos pesquisados relacionados à determinação das propriedades térmicas em regime permanente.

O método do Fio Quente, apresentado por Blackwell (1954), é indicado principalmente para determinar a condutividade térmica. Trata-se de uma técnica que pode ser

aplicada em materiais isolantes sólidos, líquidos, pastosos ou em pó. O método consiste em dispor a amostra no formato cilíndrico, atravessada longitudinalmente por um filamento elétrico que funcionará como aquecedor. Aplicando uma corrente elétrica ao aquecedor, a amostra será aquecida por efeito Joule. Conhecido o calor fornecido pelo aquecedor, e a temperatura obtida por termopares posicionados radialmente na amostra, é possível determinar a condutividade térmica. O método do fio quente pode ser aplicado também para determinação da difusividade térmica, desde que um número maior de termopares sejam instalados na amostra. A dificuldade apresentada pelo método para a determinação da difusividade reside na resistência de contato entre o aquecedor e a amostra, além da aproximação do aquecedor ser um fio ideal, o que nem sempre é verdadeiro.

Tabela 2.2 – Artigos relacionados à determinação das propriedades térmicas em regime permanente

Autor(es)	Propriedade(s) térmica(s)	Nome da(s) técnica(s)
Blackwell (1954)	Condutividade e difusividade térmica	Fio Quente
Babu <i>et al.</i> (2013)	Condutividade e difusividade térmica	Fio Quente
Gustafsson (1991)	Condutividade térmica	<i>Hot Disk</i>
Zhang <i>et al.</i> (2014)	Condutividade térmica	<i>Hot Disk</i>
Warzoha e Fleischer (2014)	Condutividade térmica	<i>Hot Disk</i>
Hadi <i>et al.</i> (2014)	Condutividade térmica	<i>Hot Disk</i>
ASTM (1997)	Condutividade térmica	Placa quente compensada
Dubois e Lebeau (2015)	Condutividade térmica	Placa quente compensada
Nicolau <i>et al.</i> (2002)	Condutividade e capacidade térmica	Placa quente compensada
Rausch <i>et al.</i> (2013)	Condutividade térmica	Placa quente compensada
Dames e Chen (2005)	Condutividade térmica	3ω
Moorhead (2010)	Condutividade térmica	Fototermia
Lele <i>et al.</i> (2015)	Condutividade térmica	Calorímetro diferencial

Babu *et al.* (2013) realizaram experimentos comparando três tipos de sondas de fio quente: uma curta, uma longa e uma dupla, na determinação da condutividade térmica da água. Para todos os casos, a espessura do fio permite a aproximação para uma fonte de calor linear. É observado que no caso do fio longo ocorre uma perda na sensibilidade da determinação da condutividade térmica quando a temperatura do experimento se eleva em demasia. Para o sensor duplo, é percebida maior coerência com valores encontrados na literatura, porém necessita de um tempo maior de experimento e a necessidade de uma correção nos valores obtidos, devido à relação entre os dois elementos aquecedores.

Uma modificação ao método do fio quente é a substituição do aquecedor linear por um aquecedor plano. O método, denominado como método *Hot Disk*, foi proposto inicialmente por Gustafsson (1991) e utiliza um sensor composto por um aquecedor circular e termopares que são dispostos normalmente no centro de uma amostra de dimensões infinitas. A temperatura atingida pelo sensor depende, dentre outros parâmetros, das propriedades térmicas do material e do calor fornecido. Esta técnica apresenta incertezas semelhantes às encontradas do método do fio quente.

Zhang *et al.* (2014) estudaram as incertezas relacionadas ao uso da técnica *Hot Disk* na determinação das propriedades termofísicas de filmes. Para isso, a condutividade térmica de três materiais: *kapton*, polietileno de baixa densidade e camada de difusão de gás foram determinadas tanto experimentalmente quanto numericamente. Os resultados experimentais e numéricos são coerentes, porém ressalta-se as dificuldades apresentadas na simulação, como a espessura correta do sensor e o fluxo de calor fornecido.

Um estudo detalhado sobre a aplicação do método *Hot Disk* para determinação da condutividade térmica em fluidos foi realizada por Warzoha e Fleischer (2014). O estudo revelou que o método não apresenta boa repetibilidade e sofre forte influência de efeitos convectivos. Foram realizados experimentos com amostras de propriedades conhecidas e o erro variou em torno de 15%.

Para a determinação das propriedades térmicas *in situ* para materiais sólidos, Hadi *et al.* (2014) desenvolvem um sensor composto de um aquecedor circular plano posicionado na extremidade de um tubo submetido à vácuo. Para determinação das propriedades os autores aplicaram um fluxo de calor transiente que, devido ao vácuo, foi transferido totalmente à amostra. As propriedades térmicas foram obtidas por meio de dados experimentais e de um modelo térmico em coordenadas cilíndricas. A técnica foi aplicada para determinação das propriedades térmicas de quatro materiais diferentes (resina acrílica, aço 304, cerâmica e gel

Agar). Para a faixa dos valores testados, o erro máximo apresentado foi de 10% para a condutividade térmica e 35% para a difusividade térmica.

O método da placa quente compensada (ASTM, 1997) é adequado para a determinação da condutividade térmica de materiais isolantes de baixa densidade, podendo ser sólidos, fibrosos, celulares ou granulares. A condutividade térmica é obtida em regime permanente, pela medição do fluxo de calor e do gradiente médio de temperatura na amostra. As dificuldades na aplicação desta técnica são a manutenção da temperatura constante nas placas, a uniformidade na distribuição térmica ao longo da área e a garantia de que todo o fluxo fornecido pela placa quente seja entregue a amostra. O método exige o uso de sensores de temperatura e de transdutores de fluxo de calor.

Dubois e Lebeau (2015) aplicam o método da placa quente compensada para determinar a variação da condutividade térmica conforme a temperatura em amostras fibrosas utilizadas como isolamento térmico em construções. Para reduzir as incertezas relacionadas ao fluxo de calor aplicado à amostra, o aparato utiliza células *Peltier* para medição do fluxo de calor real que percorre a amostra. As temperaturas nas superfícies da amostra são medidas por meio de termopares. Devido a detalhes construtivos das placas quente e fria, o fluxo de calor aplicado pelas placas não é uniforme ao longo da área. Para estimar tal variação, foi desenvolvido um modelo térmico bidimensional com o uso do *software* COMSOL. Foram testados três materiais isolantes diferentes, obtendo as curvas da variação na condutividade térmica devido à variação na temperatura. Como resultado da modelagem e dos sensores utilizados, os resultados obtidos apresentam menores incertezas quando comparado ao método original.

Nicolau *et al.* (2002) determina a condutividade e a capacidade térmica de um material não metálico por meio do método da placa compensada. Medindo o fluxo de calor que atravessa as duas faces da amostra, e suas temperaturas, ao longo do experimento, é possível determinar a capacidade térmica do material. A condutividade térmica do material é obtida quando o experimento atinge regime permanente, medindo a diferença da temperatura entre as faces da amostra e o fluxo que a atravessa. Tal técnica tem a limitação do conhecimento prévio da densidade do material para que as propriedades termofísicas sejam completamente determinadas.

Rausch *et al.* (2013) determinaram a condutividade térmica de sólidos e fluidos por meio da placa quente compensada. O equipamento é composto por um aquecedor na face superior da amostra e células *Peltier* na face inferior. As células *Peltier* atuam de duas

formas: hora medem o fluxo de calor que atravessa a amostra, hora são responsáveis pelo resfriamento da amostra. Para materiais macios, o equipamento permite criar uma relação entre a condutividade e a compactação. Caso a amostra seja fluida, o modelo térmico deve levar em consideração os efeitos radiativos e convectivos. Os resultados obtidos demonstraram boa acurácia quando comparados à valores fornecidos pela literatura.

A técnica 3ω consiste em analisar a variação na resistência elétrica de um aquecedor linear quando este fornece um fluxo de calor senoidal. Esta variação é dependente das características deste fluxo e das propriedades da amostra, e ocorre em frequências diferentes do fluxo imposto. Obtendo a função transferência entre o sinal do fluxo de entrada e a variação na resistência, é possível determinar as propriedades termofísicas da amostra. A técnica 3ω é aplicada principalmente para determinação da condutividade térmica de revestimentos, mas também serve para fluidos. Dames e Chen (2005) demonstram a validade do método 3ω e de suas relações elétricas e térmicas para duas configurações de amostras, além avaliar a inserção de um componente de tensão contínua do sinal do aquecedor. Os resultados obtidos mostram que o método 3ω possui vantagens com relação a outras técnicas, mas possui limitações com relação a frequência e amplitude do fluxo de calor aplicado.

Lele *et al.* (2015) aplica a técnica para determinação da condutividade térmica de sais hidratados com o uso de um calorímetro diferencial. O método do calorímetro diferencial (DSC) desenvolvido por Hakvoort, Van Reijen e Aartsen (1985), consiste em comparar o comportamento térmico, dentro de um calorímetro, de uma amostra com relação a um padrão, com o intuito de determinar de suas características térmicas. Para estimativa da condutividade térmica, dois experimentos são realizados: um padrão, onde são postos em um calorímetro uma amostra de índium junto com um padrão, em outro, uma amostra do material que se deseja determinar a condutividade, sobreposto a ele uma amostra de índium, juntamente com um padrão de mesmo material. Atingida a temperatura de fusão do índium, é medida a temperatura da face inferior da amostra. A condutividade térmica é obtida por meio da equação de Fourier, com o fluxo de calor sendo aquele fornecido pelo calorímetro. O experimento padrão serve para corrigir incertezas da medição, como a resistência de contato entre as amostras. A validação realizada pelo método do fio quente, com incerteza máxima em torno de 14%, mostrando a confiabilidade da técnica.

A Tab. 2.3 apresenta a relação de trabalhos pesquisados relacionados à determinação das propriedades térmicas em regime transiente.

Tabela 2.3 – Artigos relacionados à determinação das propriedades térmicas em regime transiente

Autor(es)	Propriedade(s) térmica(s)	Nome da(s) técnica(s)
Parker <i>et al.</i> (1961)	Difusividade térmica	Flash
Vargas e Miranga (2003)	Difusividade térmica	Fototermia
Taktak <i>et al.</i> (1993)	Condutividade e difusividade térmica	Modelagem térmica e métodos inversos
Guimarães (1993)	Condutividade e difusividade térmica	Impedância Térmica
Borges (2008)	Condutividade e difusividade térmica	<i>Optimum Heat</i>
Ordóñez-Miranda e Alvarado-Gil (2012)	Condutividade e difusividade térmica	Modelagem térmica e métodos inversos
Lima e Silva (2010)	Efusividade térmica	

O método Flash, inicialmente aplicado por Parker *et al.* (1961), é indicado para determinação da difusividade térmica em laboratório. Consiste de um método onde um pulso de energia radiante e de curta duração é incidido sobre uma das faces da amostra, sendo medida a variação de temperatura na face oposta. Neste método, considera-se que o pulso de energia provoca um aumento de temperatura dentro da amostra suficientemente pequeno, para que se possam considerar as propriedades físicas constantes. O modelo térmico clássico aplicado ao método Flash é unidimensional e adiabático, com fonte de calor uniforme e constante, mas outros modelos existentes permitem uso de outras geometrias, e podem considerar as perdas térmicas para o ambiente.

Zajas e Heiselberg (2013) estimam um perfil de condutividade térmica para materiais esponjosos aplicados na construção civil. O método Flash é utilizado inicialmente para determinar a difusividade térmica da amostra. Comparando o comportamento térmico da amostra com corpos de referência, é obtida a condutividade térmica. A determinação da difusividade e da condutividade térmica foi realizada em vários pontos do corte transversal uma amostra de espuma expandida reforçada com fibra de vidro, resultando em perfil de condutividade térmica. Os resultados, segundo os autores, são dependentes do correto posicionamento dos sensores na amostra.

Taktak *et al.* (1993) realizam um estudo para o melhor posicionamento de sensores térmicos na amostra para atingir maior sensibilidade das técnicas para determinação das propriedades termofísicas, além de determinar as propriedades para materiais compostos. A determinação das propriedades é realizada com base em um histórico de experimentos, com aplicação de técnicas de otimização multiparamétrica. São realizados três tipos de experimentos, alterando a geometria e incluindo a geração de calor interno. Os resultados confirmam a melhoria da sensibilidade com relação ao posicionamento dos sensores, mas estes devem ser confirmados mais detalhadamente.

Boué e Holé (2012) desenvolveram uma técnica para determinação das propriedades térmicas de materiais não metálicos medindo a temperatura da superfície externa de uma amostra e um corpo de referência com o uso de infravermelho. Uma célula *Peltier* é instalada na superfície oposta à que será realizada as medições de temperatura, fornecendo um fluxo de calor senoidal de frequência dependente do tipo de material a avaliado. Analisando a diferença entre a fase do fluxo de calor fornecido pela célula e da temperatura medida, é determinada a difusividade térmica do material. A condutividade térmica é obtida por meio de comparação com as temperaturas obtidas da amostra de referência de propriedades conhecidas.

A fototermia é o estudo da interação entre a luz e a mudança na temperatura em um corpo. Vargas e Miranga (2003) realizam um estudo sobre a aplicação da fototermia em varias áreas, incluindo a determinação de propriedades térmicas. A interferometria térmica determina a difusividade térmica por meio da variação do índice de refração de um material transparente conforme a temperatura. Cernuschi, Figari e Fabbri (2000) aplicam esta técnica para determinar a difusividade térmica em chapas finas. Oito materiais diferentes foram avaliados, cobrindo variada gama de valores. A difusividade térmica é calculada por meio de modelos unidimensional e tridimensional, obtendo resultados coerentes com a literatura para ambos modelos térmicos. As maiores dispersões entre os valores calculados podem ser justificada por diferenças entre as amostras aplicadas, que podem possuir porosidades ou revestimentos diferentes.

As técnicas clássicas para determinação das propriedades termofísicas não são eficazes quando a amostra em questão possui dimensões nanométricas. Para determinação da condutividade térmica em amostras com tais dimensões, ou compostas de diversos filmes finos, Moorhead (2010) utiliza a técnica de espectrografia de deflexão fototérmica. Para isso, é aplicado um laser periódico na superfície da amostra, aquecendo a amostra e o ar nas

proximidades. Com base na variação do índice de reflexão do ar é possível conhecer sua temperatura. Minimizando o erro entre a amplitude e a fase do modelo experimental e o teórico, é possível determinar as propriedades térmicas de um filme fino de W/B_4C , a resistência de contato entre o filme e o substrato, entre outros parâmetros, de forma independente. Para solução do problema térmico direto são utilizados modelos analíticos, relacionando a geometria e estrutura da amostra, adotando as propriedades invariantes durante os experimentos.

Devido à dependência linear entre as propriedades termofísicas no domínio do tempo, a aplicação de um modelo térmico unicamente no domínio do tempo se torna inviável para experimentos de curta duração. Caso o tempo do experimento se estenda, existe a possibilidade de que parâmetros, como a temperatura ambiente e a umidade, se alterem, ampliando as incertezas relacionadas ao experimento.

Guimarães (1993) desenvolve o modelo de Impedância Térmica, onde são utilizados de dados de fluxo de calor e temperatura, variantes no tempo, para determinar as propriedades térmicas de materiais não metálicos de forma simultânea. A Impedância Térmica aplica o conceito de modelagem dinâmica, do tipo entrada e saída, em um problema térmico transiente, obtendo duas relações, uma com base das fases e outra aplicando o módulo das frequências obtidas experimentalmente. A difusividade térmica é obtida por meio da primeira relação, enquanto a segunda relação traz também informações sobre a condutividade térmica. Guimarães (1993) aplica o estudo sobre a sensibilidade do módulo e da fase para identificar as propriedades termofísicas. De modo a comprovar a técnica, um aparato experimental, que prevê condições de unidimensionalidade, foi desenvolvido, onde uma das superfícies da amostra é submetida a um fluxo de calor, e são medidos os fluxos de calor de entrada e saída da amostra, e a temperatura em cada face. Os resultados obtidos são confirmados por meio de valores presentes na literatura, e por meio de experimentos simulados, adotando um modelo térmico unidimensional transiente.

Borges (2008) apresenta uma metodologia, baseada na técnica proposta por Guimarães (1993), para determinação de forma simultânea das propriedades térmicas de materiais metálicos e não metálicos. A metodologia descrita consiste na aplicação de um fluxo de calor parcial em uma das superfícies da amostra, por meio de um aquecedor elétrico plano. Como a amostra é submetida ao vácuo, todo o calor fornecido é transferido à amostra. A temperatura é obtida em dois pontos da amostra, definidos de modo a fornecer maior sensibilidade à técnica. A difusividade térmica é obtida por meio da avaliação das fases do modelo transiente. A

condutividade térmica é obtida de forma direta, por meio da relação entre a energia fornecida pelo aquecedor e a sensibilidade do modelo térmico, obtida pelo método sequencial de Beck. O fluxo de calor absorvido pela amostra a cada instante de tempo também pode ser calculada. A vantagem na aplicação desta técnica é a determinação das propriedades termofísicas sem a necessidade de transdutores de fluxo de calor, conhecendo apenas dados sobre a temperatura e a potência fornecida pela fonte ao aquecedor, além de permitir o uso de modelos térmicos de diferentes geometrias. A limitação apresentada pela técnica é a obrigatoriedade do experimento ser desenvolvido em vácuo, sendo de aplicação em laboratório.

Ordóñez-Miranda e Alvarado-Gil (2012) realizam estudo referente à determinação das propriedades térmicas simultaneamente com o uso de uma fonte de calor de frequência variável aplicando o modelo térmico hiperbólico de Cattaneo–Vernotte. O modelo térmico Cattaneo–Vernotte é mais realista com relação ao modelo clássico de Fourier, com a adição de termos relacionados à estrutura molecular da matéria. Este modelo permite, por exemplo, calcular a distribuição térmica em uma amostra quando submetida a um laser oscilante de alta frequência. Conforme avaliação das respostas dinâmicas de um modelo térmico semi-finito formado de duas camadas, quando submetido a condições de contorno de *Dirichlet* e *Neumann* na superfície acessível, por meio de uma fonte pulsante, é possível estimar o termo de relaxação necessário ao modelo, além da difusividade e condutividade térmica. Os resultados confirmam a diferença entre os dois modelos térmicos, com o modelo baseado nas equações de Fourier possuindo a resposta amortecida com o aumento da frequência da fonte.

Em diversas aplicações *in situ* é comum que apenas uma das superfícies seja acessível. Para determinação das propriedades térmicas de polímeros e materiais não metálicos, Lima e Silva (2010) aplica uma metodologia baseada em informações provenientes apenas de uma superfície de acesso. Nesta superfície são instalados um aquecedor plano, um transdutor de fluxo de calor e um termopar. Aplicando o conceito de impedância térmica, é possível determinar a efusividade térmica da amostra. Lima e Silva (2010) compara o uso de dois modelos térmicos unidimensionais, um finito e isolado, e outro semi-infinito, na determinação da efusividade térmica. São avaliadas amostras de policloreto de vinila (PVC), polimetilmetacrilato e polietileno. Os resultados obtidos com a técnica atingem erro máximo de 7,2% com relação a valores da literatura. Também é confirmado que para tempos pequenos os dois modelos aplicados respondem de forma semelhante.

Com base na revisão bibliográfica realizada, é proposto o desenvolvimento de uma técnica numérico-experimental com o intuito de determinar das propriedades termofísicas e a

temperatura interna em processos industriais. Os sensores desenvolvidos para aquisição dos dados de temperatura e fluxo de calor na superfície externa são baseados no sensor *Dual Heat Flux* (Kitamura, 2010), e, a estimativa da condutividade e difusividade térmicas é realizada com base na técnica proposta por Borges (2008). A principal vantagem da técnica proposta é a possibilidade de determinar as propriedades *in situ*, além de permitir a estimativa da temperatura interna em processos que habitualmente são controlados com base na temperatura externa e habilidade do operador.

CAPÍTULO III

MODELAGEM MATEMÁTICA E COMPUTACIONAL

3.1. CARACTERIZAÇÃO DO PROBLEMA DIRETO, EQUAÇÕES E CONDIÇÕES DE CONTORNO

A amostra apresentada na Fig. 3.1, de dimensões a , b e c , é submetida a um fluxo de calor na face $z = 0$, e convecção nas demais faces. O problema térmico direto é descrito por meio da equação da difusão de calor tridimensional (Eq. 3.1).

$$\frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T(x, y, z, t)}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T(x, y, z, t)}{\partial t} \quad (3.1)$$

Submetida às seguintes condições de contorno e inicial:

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=0} = Q_i(t)$$

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} = -k \left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=a} = -k \left. \frac{\partial T}{\partial y} \right|_{y=0} = -k \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{y=b} = -k \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=c} = h (T - T_\infty)$$

$$T(x, 0) = T_0(x, y, z)$$

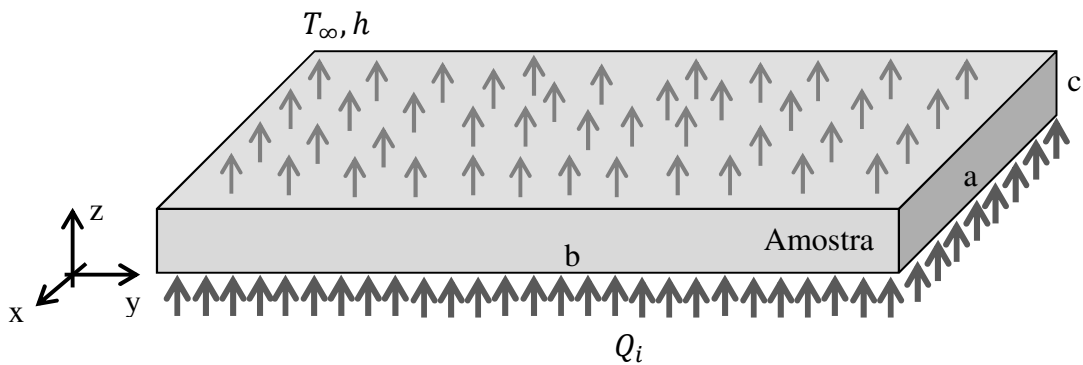


Figura 3.1 – Problema térmico inicial

A amostra é representativa de uma carcaça de motor elétrico ou a parede externa de um forno. Neste exemplo, somente a face externa $z = c$ é acessível, não sendo possível a medição da temperatura diretamente na face interna $z = 0$. Na superfície acessível desta amostra propõe-se instalar um par de sensores desenvolvidos especialmente para a técnica. Cada sensor térmico é composto de um termopar, um transdutor de fluxo de calor e uma cobertura, esquematizado conforme a Fig. 3.2. O que diferencia um sensor do outro é apenas a espessura da cobertura.

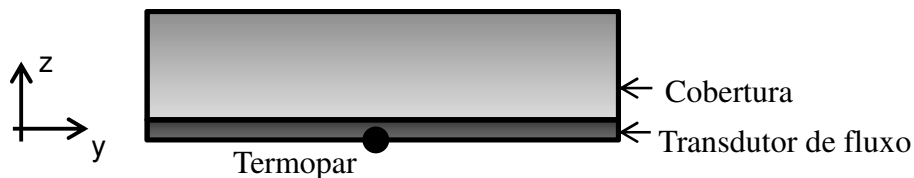


Figura 3.2 – Esquema do sensor desenvolvido.

Com a instalação de sensores de diferentes espessuras de cobertura sobre regiões distintas da superfície da amostra, as trocas térmicas entre a amostra e o meio devem variar. Logo, cada sensor constituirá um problema térmico com características distintas quanto ao fluxo de calor e temperatura. A partir de tais parâmetros térmicos, monitorados na superfície externa da amostra (região acessível), propõe-se estimar as propriedades térmicas da amostra (condutividade e difusividade térmica), bem como o fluxo de calor Q_i e temperatura T_i na face interna.

Para um melhor entendimento das variáveis envolvidas, a Fig. 3.3 apresenta um modelo teórico 3D equivalente do problema térmico a ser solucionado, onde Q_i é o fluxo de

calor interno, T_i e a temperatura interna e Q_h o fluxo de calor perdido por processos de convecção e radiação,

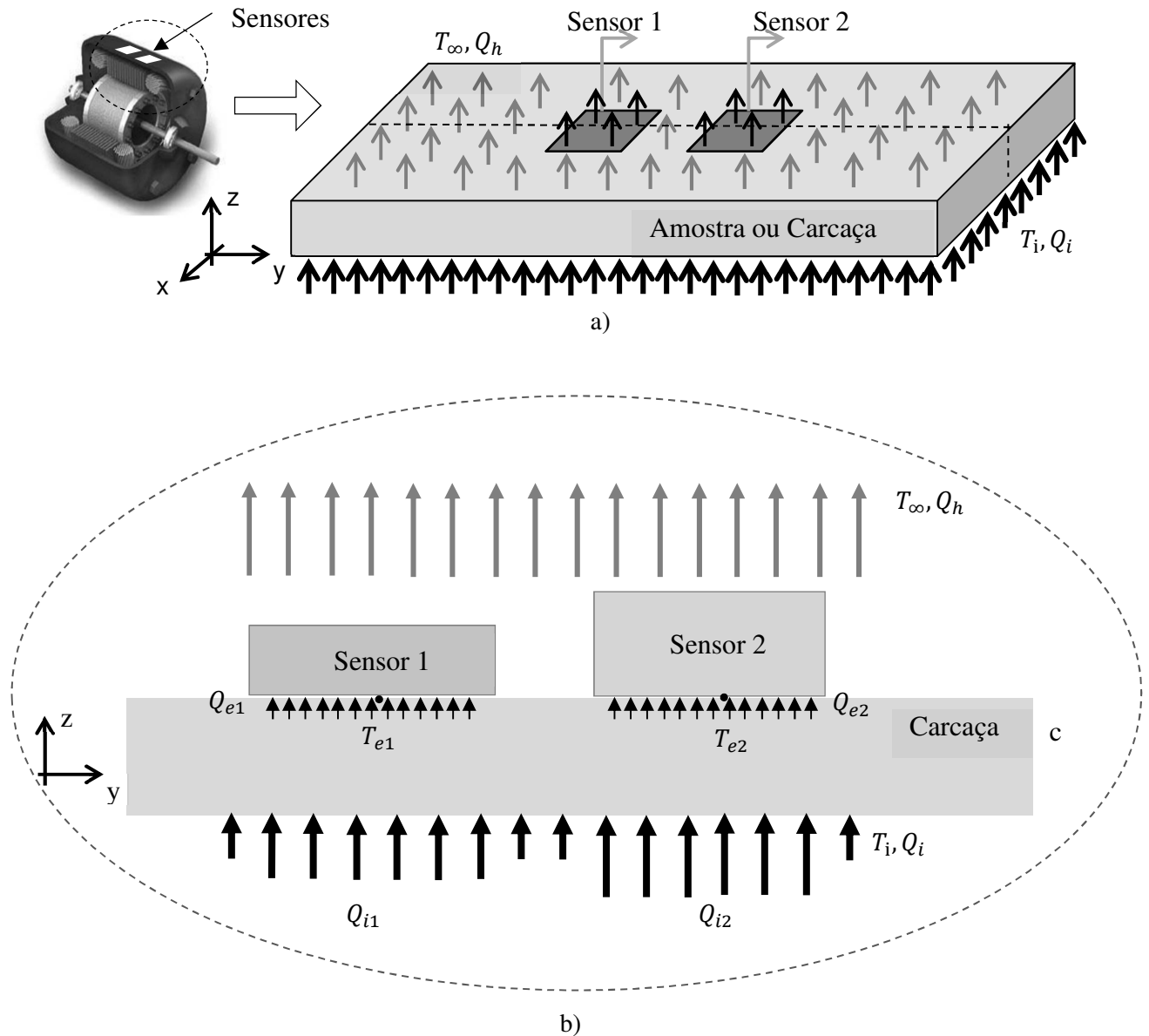


Figura 3.3 – Modelo térmico equivalente para dois sensores térmicos. a) Problema térmico geral: dissipação de calor do motor e sensores posicionados na carcaça; b) Modelo térmico 2D.

Para entender como as trocas térmicas entre a carcaça e o meio variam com a instalação dos sensores térmicos, as Figs. 3.4 e 3.5 apresentam a distribuição de temperatura na carcaça obtida por meio de simulações envolvendo o problema direto descrito na Fig. 3.3a e 3.3b. Neste caso, foram adotados valores (constantes) para o fluxo de calor interno Q_i na superfície inferior e o coeficiente de transferência de calor por convecção h na superfície

superior, ao longo do tempo de simulação computacional. O desenvolvimento e solução do problema direto foi realizado usando o *software* comercial *LisaFEA* (*LISA Finite Element Technologies*, 2014).

A Fig. 3.4 demonstra a evolução do campo térmico normalizado a partir do valor máximo da temperatura na amostra considerando: a) ausência dos sensores térmicos e b) presença de sensores na superfície da carcaça. É importante ressaltar que no processo de simulação foram desprezados os efeitos de resistência térmica de contato entre os sensores e a superfície da carcaça.

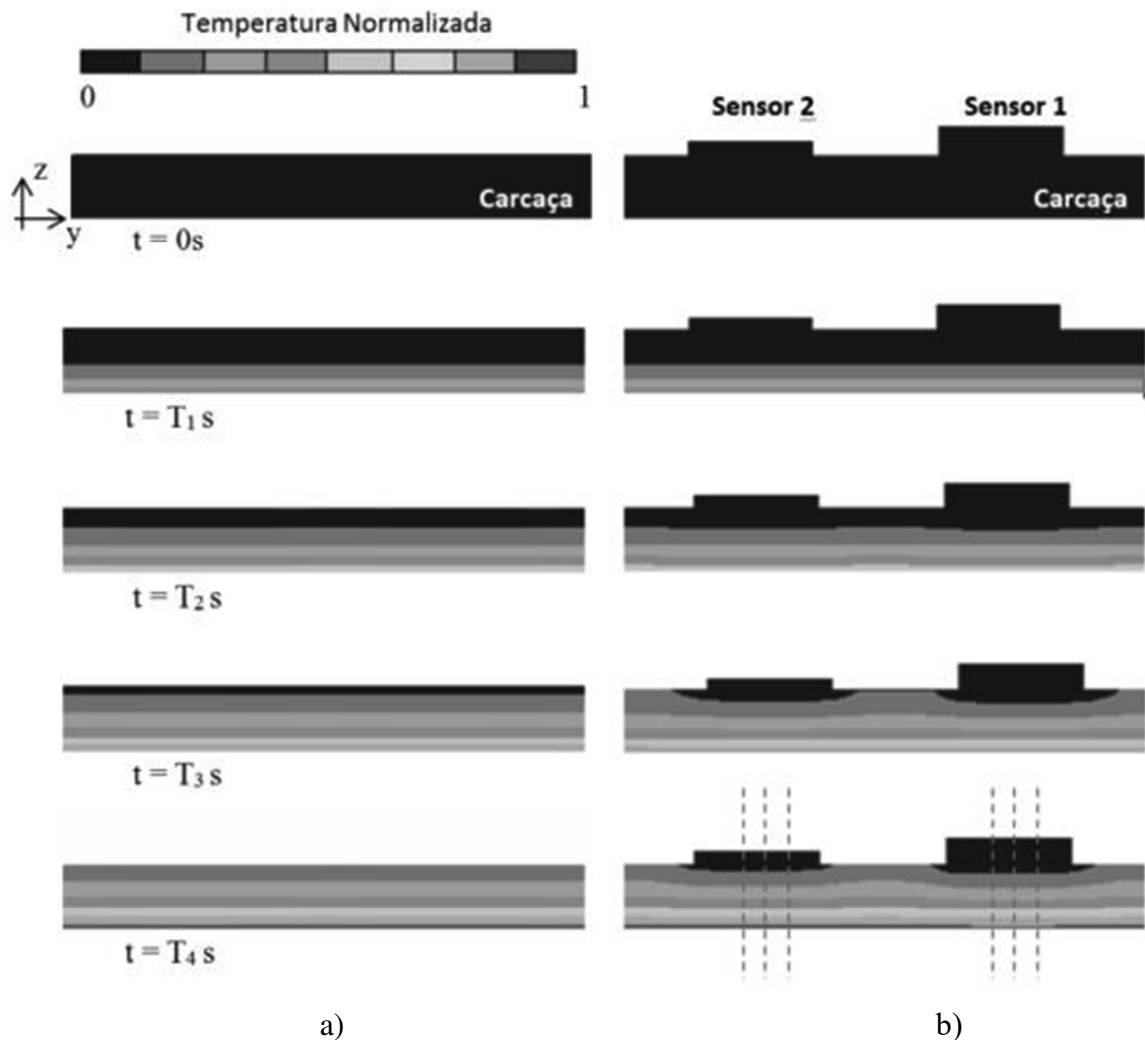


Figura 3.4 – Evolução dos campos térmicos em uma amostra a) sem sensores. b) instrumentada com sensores.

A Fig. 3.5 apresenta os campos térmicos normalizados no plano xy na região próxima aos sensores em uma amostra instrumentada.

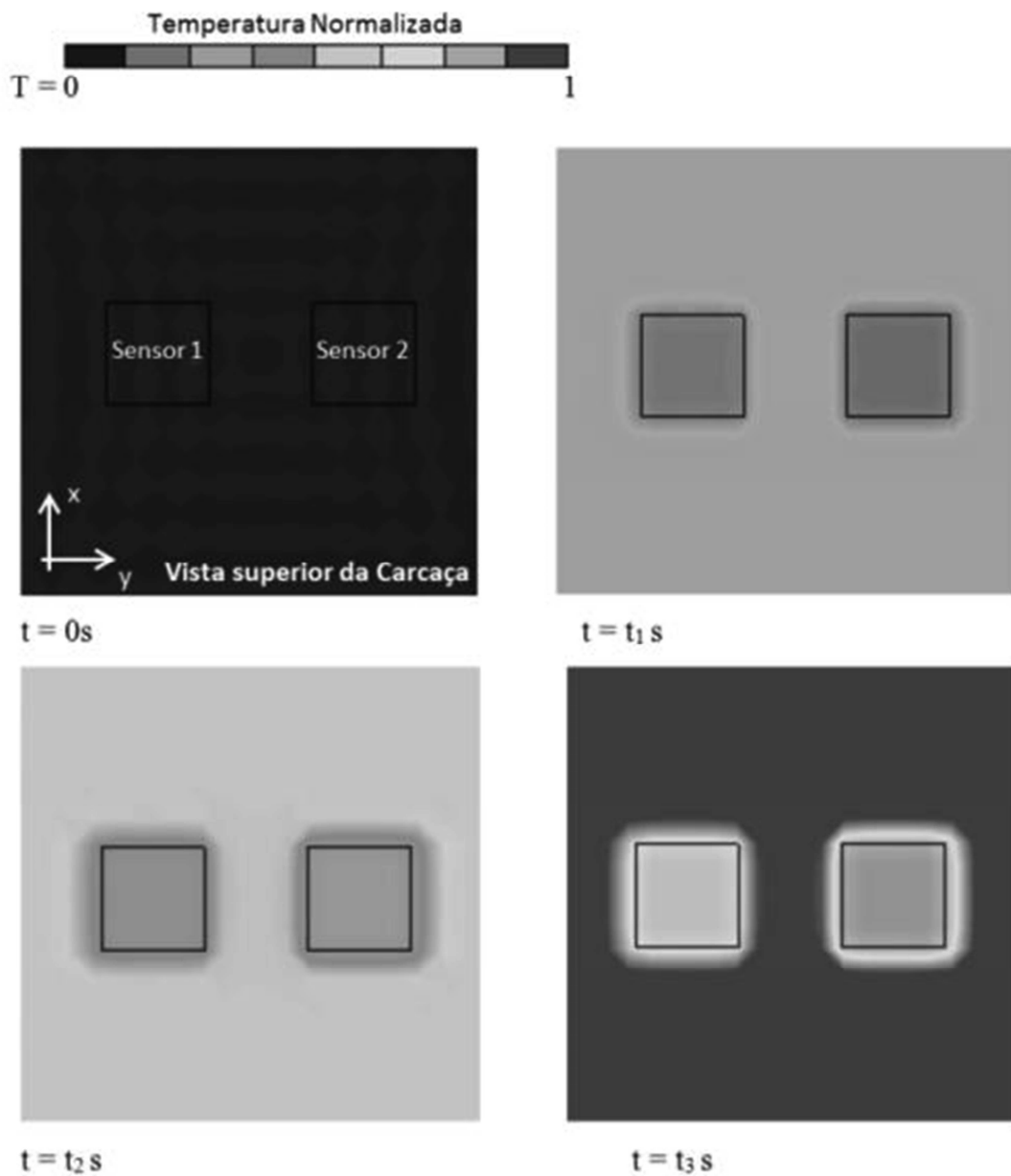


Figura 3.5 – Campos térmicos próximos aos sensores. Vista superior: plano xy.

Por meio da análise das Fig. 3.4 e 3.5 verifica-se que os sensores induzem variações térmicas ao longo da espessura da carcaça nas áreas próximas aos mesmos. Logo, pressupõe-se que o fluxo de calor interno na região logo abaixo de cada sensor será diferente. Além disso, por meio de tais resultados, constatou-se que os problemas térmicos nas regiões imediatamente abaixo dos sensores podem ser tratados separadamente, como problemas térmicos unidimensionais (região destacada na Fig. 3.4), cuja variação de temperatura ocorre apenas ao longo do eixo z .

Assim, com base em tais análises foi desenvolvido um modelo térmico denominado “Diferença”, apresentado na Fig. 3.6c, que consiste na diferença entre os problemas térmicos identificados para os sensores 1 e 2.

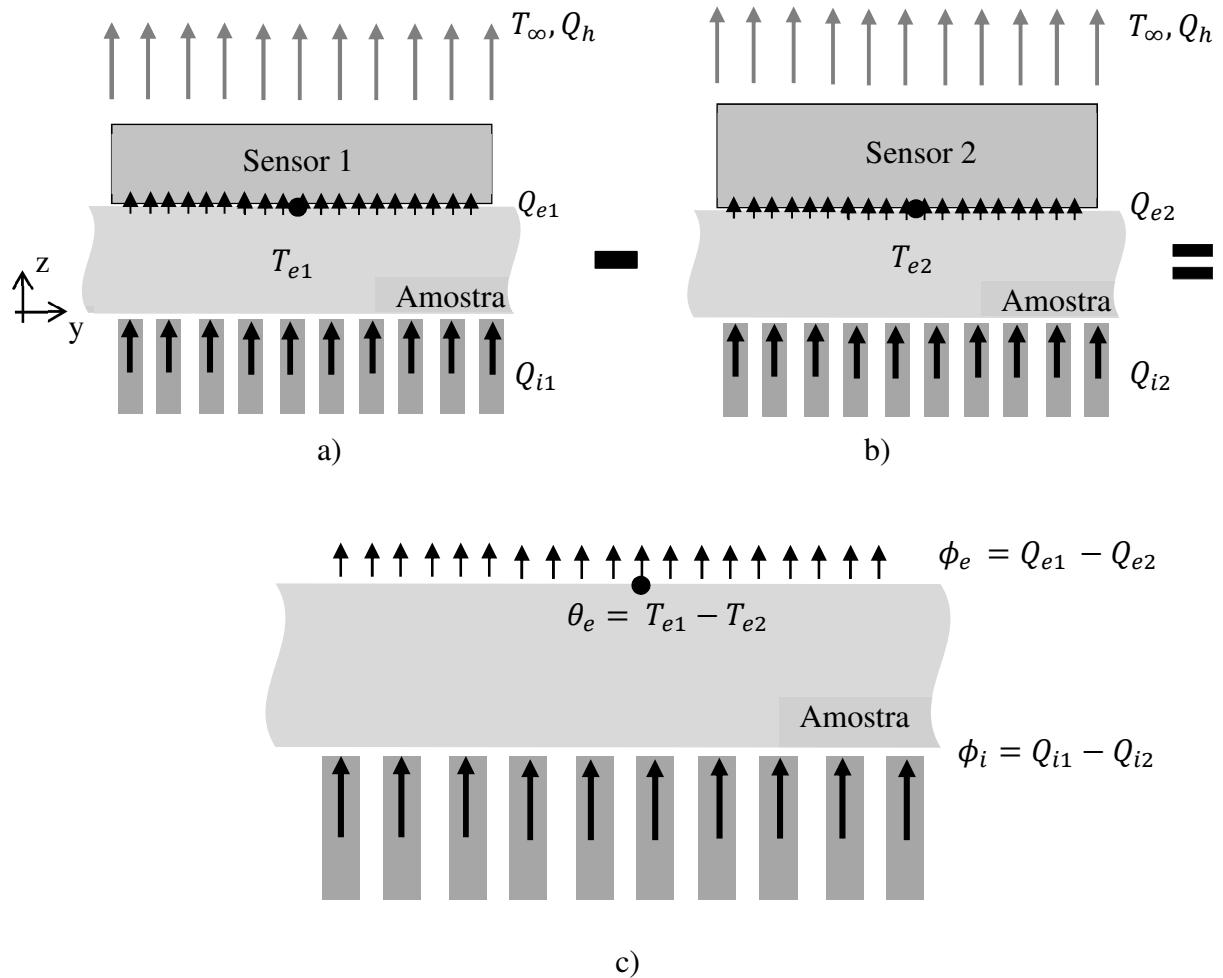


Figura 3.6 – Problema térmico equivalente para a amostra instrumentada. a) Problema térmico sensor 1; b) Problema térmico sensor 2; c) Problema térmico "Diferença".

Avaliando os modelos térmicos unidimensionais obtidos para cada sensor, vistos na Fig. 3.6a e 3.6b, são necessários diversos parâmetros para a solução dos mesmos, tais como: identificação correta das trocas térmicas por convecção entre a carcaça e o meio, bem como, entre os sensores e o meio. Tais características inviabilizariam a solução do problema térmico proposto. Contudo o modelo térmico unidimensional proposto com base na Fig. 3.5c, denominado de “Modelo Diferença”, independe da temperatura inicial da carcaça e das perdas por convecção e poder ser escrito conforme apresentado na Eq. (3.2).

$$\frac{\partial^2 \theta(z, t)}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial \theta(z, t)}{\partial t} \quad (3.2)$$

Submetido às condições de contorno e inicial:

$$-k \left. \frac{\partial \theta}{\partial z} \right|_{z=0} = \phi_i(t) = Q_{i1}(t) - Q_{i2}(t)$$

$$-k \left. \frac{\partial \theta}{\partial z} \right|_{z=c} = \phi_e(t) = Q_{e1}(t) - Q_{e2}(t)$$

$$\theta_0(x, 0) = T_{01}(0) - T_{02}(0) = 0$$

A partir dos sensores térmicos instalados na superfície da carcaça são conhecidos o fluxo de calor $\phi_e(t)$ e a temperatura $\theta_e(t)$ na parte externa da carcaça em $z = c$. Entretanto, para solução do problema direto referente à Eq. (3.2), são parâmetros desconhecidos: o fluxo de calor interno $\phi_i(t)$, as propriedades térmicas da carcaça (difusividade, α , e condutividade térmica, k) bem como a temperatura interna $\theta_i(t)$. Observando o “Modelo Diferença”, é de se imaginar que o fluxo de calor interno $\phi_i(t)$ é nulo. Isto é verdade apenas nos instantes iniciais, variando ao longo do tempo, devido às diferentes condições de contorno nos quais os modelos térmicos descritos nas Fig. 3.6a e 3.6b são diferentes. Cabe ressaltar que a técnica proposta neste trabalho considera que não haja variação nas propriedades térmicas na faixa temperatura analisada.

Diante da avaliação da distribuição térmica apresentada nas Figs. 3.4 e 3.5, detalhada na Fig. 3.6, é visto a possibilidade da aplicação de um problema térmico unidimensional, em contrapartida a um problema tridimensional, para determinação de propriedades térmicas e temperatura interna, o que resulta em um método com menor custo computacional, devido à simplicidade dos modelos térmicos aplicados, o que implica em agilidade em se atingir os objetivos propostos.

3.2. DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES TERMOFISICAS, FLUXO DE CALOR E TEMPERATURA INTERNA DA AMOSTRA

Estimar as propriedades térmicas e condições de contorno de forma simultânea usando técnicas de problemas inversos é uma tarefa extremamente complexa, que desafia pesquisadores da área de transferência de calor. A dependência linear entre os parâmetros a serem estimados faz com que inúmeras respostas sejam aceitáveis do ponto de vista

matemático. Todavia, apenas algumas são aceitáveis para a engenharia, pois dependem do tipo de material da carcaça. As técnicas disponíveis fazem uso de métodos experimentais e técnicas numérico/analíticas para alcançar os objetivos propostos. A correta medição dos parâmetros experimentais, tais como o fluxo de calor $\phi_e(t)$ e a temperatura $\theta_e(t)$ na parte externa da carcaça é por si só uma tarefa trabalhosa. Acoplar os dados experimentais à modelos térmicos e fazer uso de técnicas de otimização multiparâmetros é o que torna a tarefa complexa e digna de uma tese de doutorado.

Neste trabalho, o problema térmico transiente é resolvido inicialmente no domínio da frequência, o que permite estimar simultaneamente a difusividade térmica da carcaça α e o fluxo de calor interno $\phi_i(t)$ do Modelo Diferença. Os demais parâmetros (condutividade térmica, fluxo de calor e temperatura interna) são estimados no domínio do tempo. Na sequência são apresentadas informações detalhadas a cerca das técnicas e métodos numérico/experimentais adotados no presente trabalho.

3.2.1. DETERMINAÇÃO DA DIFUSIVIDADE TÉRMICA E DO FLUXO DE CALOR INTERNO $\phi_i(t)$

A Fig. 3.7a apresenta o problema térmico para o Modelo Diferença, criado pela imposição de um fluxo de calor na superfície interna da amostra, e fluxo de calor e temperatura medidos na superfície externa. Borges (2008) descreve que o problema térmico pode ser reescrito como um sistema dinâmico $Z(f)$ do tipo entrada/saída, chamado Impedância Generalizada. Para o Modelo Diferença, têm-se os parâmetros do sistema dinâmico mostrados na Fig. 3.7b.

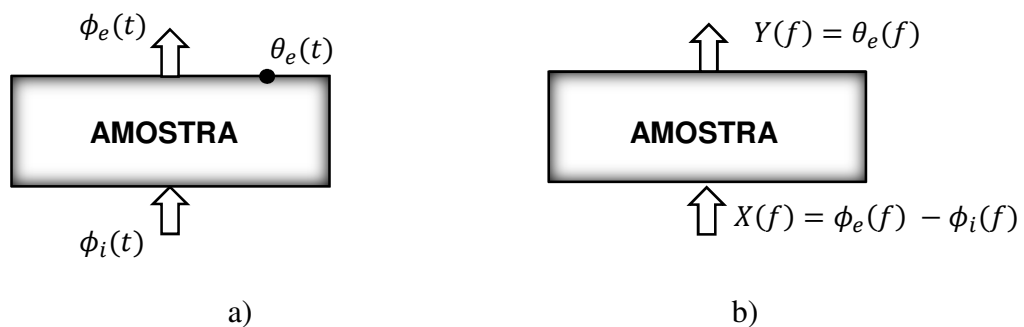


Figura 3.7 – Problema térmico. a) Modelo térmico. b) Equivalente dinâmico.

Uma vez que um sistema térmico é estável e fisicamente possível, define-se uma função transferência $Z(f)$, conforme a Eq. (3.3), que relaciona os sinais de saída $Y(f)$ e de entrada $X(f)$. Neste caso, $Y(f)$ e $X(f)$ representam as transformadas de Fourier da temperatura e fluxo de calor. No sistema dinâmico $|Z(f)|$ é definido como o módulo e $\varphi(f)$ a fase da função transferência $Z(f)$. Para o cálculo da transformada de Fourier, utilizou-se a FFT (*Fast Fourier Transform*) desenvolvida por Cooley e Tukey (1965), uma vez que os valores de temperatura e calor são obtidos de medições discretas no tempo.

$$Z_e(f) = \frac{Y(f)}{X(f)} = \frac{\theta_e(f)}{\phi_e(f) - \phi_i(f)} = |Z_e(f)|e^{-j\varphi(f)} \quad (3.3)$$

Por meio da análise do Modelo Diferença, verifica-se que a função transferência experimental $Z_e(f)$ será definida por meio da Eq. (3.4).

$$Z_e(f) = \frac{\theta_e(f)}{\phi_e(f) - \phi_i(f)} \quad (3.4)$$

Sabendo que o termo $\phi_i(t)$ se deve à influência dos sensores instalados na superfície oposta ao fluxo de calor imposto, tal parâmetro será considerado uma constante ao longo do tempo. O Anexo I valida experimentalmente tal aproximação. Logo, a transformada de Fourier deste termo é não nulo apenas para a componente contínua, não aplicada à técnica. Logo, aplicando a transformada de Fourier, a função transferência experimental $Z_e(f)$ pode ser simplificada para a Eq. (3.5).

$$Z_e(f) = \frac{\theta_e(f)}{\phi_e(f)} \quad (3.5)$$

Segundo Borges (2008) a estimativa da difusividade térmica está relacionada exclusivamente ao estudo das fases obtidas para o problema dinâmico. A difusividade térmica é obtida minimizando a diferença entre os valores das fases experimentais $\varphi_e(f)$, obtidas a partir da função transferência experimental $Z_e(f)$, e das fases teóricas $\varphi_c(f)$, calculadas a partir da função transferência teórica $Z_c(f)$.

Neste caso, fez-se uso de uma função mínimos quadrados E_φ , definida conforme a Eq. (3.6). A minimização é realizada levando em consideração apenas algumas frequências com maior significância ao modelo $Z(f)$, compreendidas em um intervalo previamente estabelecido $[f_i; f_n]$.

$$E_{\varphi} = \sum_{f=f_i}^{f_n} (\varphi_e(f) - \varphi_c(f))^2 \quad (3.6)$$

Uma avaliação da sensibilidade $S_{\varphi,f}$, obtida das fases experimentais, descrita por meio da Eq. (3.7), permite uma identificação inicial de f_i e f_n . Além disso, considerando o comportamento dinâmico de um sistema térmico análogo ao de um filtro passa-baixa, quanto maior a frequência, maior o atraso da fase. Assim, os pontos a serem aplicados na Eq. (3.6) devem possuir, além de sensibilidade, maior atraso da fase com relação à componente de frequência nula. Posteriormente será realizada uma segunda avaliação de sensibilidade para correta estimativa das frequências aplicadas à Eq. (3.6).

$$S_{\varphi,f} = \frac{\partial \varphi(f)}{\partial f} \quad (3.7)$$

A obtenção da função transferência teórica $Z_c(f)$, descrita na Eq. (3.8), é realizada por meio da transformada de Fourier nos sinais referentes ao fluxo de calor experimental $\phi_e(t)$ e a temperatura teórica $\theta_c(t)$, obtida por meio da solução do problema térmico descrito na Eq. (3.2) adotando os parâmetros apresentados na Tab. 3.1:

$$Z_c(f) = \frac{\theta_c(f)}{\phi_e(f)} \quad (3.8)$$

O valor utilizado para a condutividade térmica se baseia em Borges (2008), no qual é confirmado a independência entre a condutividade térmica aplicada na solução do problema térmico utilizado para estimar a temperatura teórica $\theta_c(t)$ e as fases obtidas para a função transferência teórica $Z_c(f)$. No caso da faixa de valores aplicada para a determinação da difusividade, foi escolhida uma faixa que engloba grande parte dos materiais, por meio de consulta à literatura. Esta faixa pode ser redimensionada conforme as propriedades termofísicas do material (mais isolante ou condutor de calor). Também pode ser necessário redefinir uma faixa de valores maior para o fluxo de calor $\phi_i^*(t)$ a ser aplicado à técnica.

Tabela 3.1 – Parâmetros aplicados ao cálculo da temperatura teórica $\theta_c(t)$.

Fluxo de calor interno $\phi_i^*(t)$	Adota-se inicialmente um valor, em módulo, entre zero e dez vezes superior ao maior Q_e medido na face externa da amostra.
Fluxo de calor externo $\phi_e(t)$	Obtido por meio dos sensores instalados na face externa da amostra.
Condutividade térmica, k	Adota-se um valor unitário.
Difusividade térmica, α	Adota-se um valor inicial entre $1.0 \times 10^{-10} < \alpha < 1.0 \times 10^{-3}$
Intervalo de tempo de cálculo	Semelhante àquele ajustado para os sensores experimentais.
Tempo total	Semelhante ao tempo de aquisição de dados experimentais

A minimização da Eq. (3.6) ocorre por meio da técnica de otimização por Seção Áurea com Aproximação Polinomial Cúbica (Vanderplaats, 1986). O fluxograma de desenvolvimento da técnica é descrito na Fig. 3.8, aplicados os parâmetros descritos na Tab. 3.1.

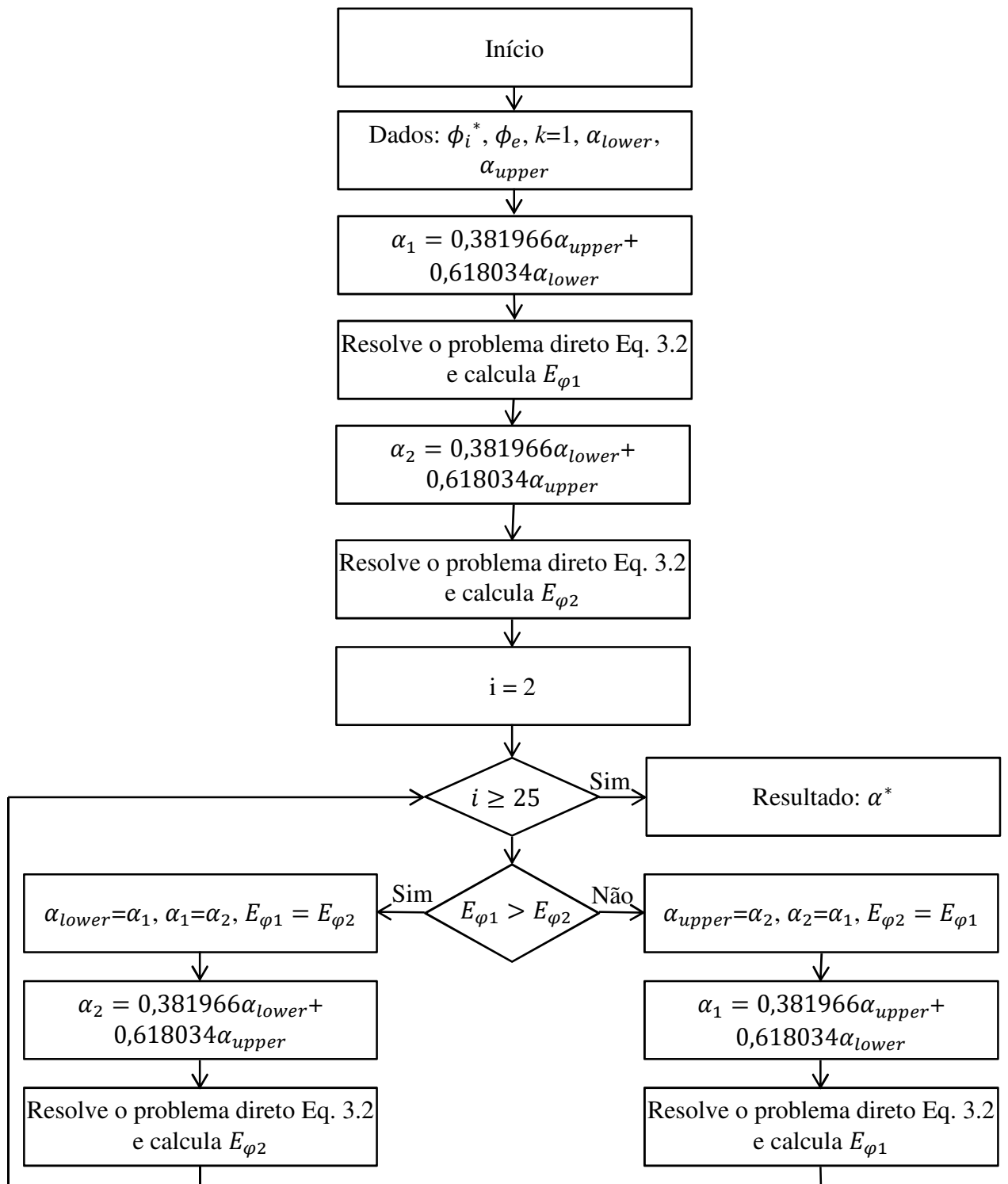


Figura 3.8 – Fluxograma para determinação da difusividade térmica α^* .

Cada valor para fluxo de calor $\phi_i^*(t)$ aplicado ao algoritmo descrito na Fig. 3.8, resulta na estimativa de uma difusividade térmica ótima denominada α^* . Reescrevendo a Eq.

(3.6), mas agora em função do fluxo de calor $\phi_i^*(t)$ e da difusividade térmica ótima α^* , é definida $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$, descrita por Eq. (3.9).

$$E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)} = \sum_{f=f_i}^{fn} (\varphi_e(\phi_i, \alpha) - \varphi_c(\phi_i^*, \alpha^*))^2 \quad (3.9)$$

O estudo da sensibilidade de $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ ao longo do intervalo de busca para $\phi_i^*(t)$ permite definir um intervalo de frequências adequado a ser aplicado na Eq. (3.6). Para cada conjunto de frequências possível, dentre aquelas definidas pela avaliação da Eq. (3.7), é calculada a sensibilidade global, apresentada em Eq. (3.10). Ao final, é escolhido aquele conjunto com maior sensibilidade.

$$S_{E(\phi_i^*)} = \frac{1}{N} \left(\frac{\overline{\phi_i^*}}{\overline{E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}}} \right) \sum_{p=1}^N \left(\frac{\partial E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}}{\partial \phi_i^*} \right)^2 \quad (3.10)$$

Para avaliação de $S_{E(\phi_i^*)}$ é necessário identificar os limites do intervalo de estudo para ϕ_i . Este processo é realizado avaliando a variação nos valores da função $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ para cada conjunto de frequências, descartando aqueles valores que destonam da média.

Por meio da análise da função $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ são identificados vários mínimos locais, ou seja, vários pares ϕ_i^* e α^* . Portanto, para minimizar a função $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ deve ser aplicado um método de busca robusto, tal como a Evolução Diferencial, conforme Storn e Price (1995), capaz de estimar o par correto, ou seja, um mínimo global para a função $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$.

O método da Evolução Diferencial é um método de seleção natural, semelhante aos algoritmos genéticos, que busca identificar os indivíduos mais capacitados ao problema. No caso da otimização, aquele que resulte em menor função objetivo. A Fig. 3.9 mostra o fluxograma da Evolução Diferencial aplicado à determinação simultânea do fluxo de calor $\phi_i(t)$ e da difusividade térmica α . Os valores aplicados aos parâmetros da Evolução Diferencial são escolhidos a partir de testes de convergência, dentro das faixas estimadas por Oliveira (2006). Maiores detalhes sobre a Evolução Diferencial e os parâmetros necessários são descritos no Anexo II.

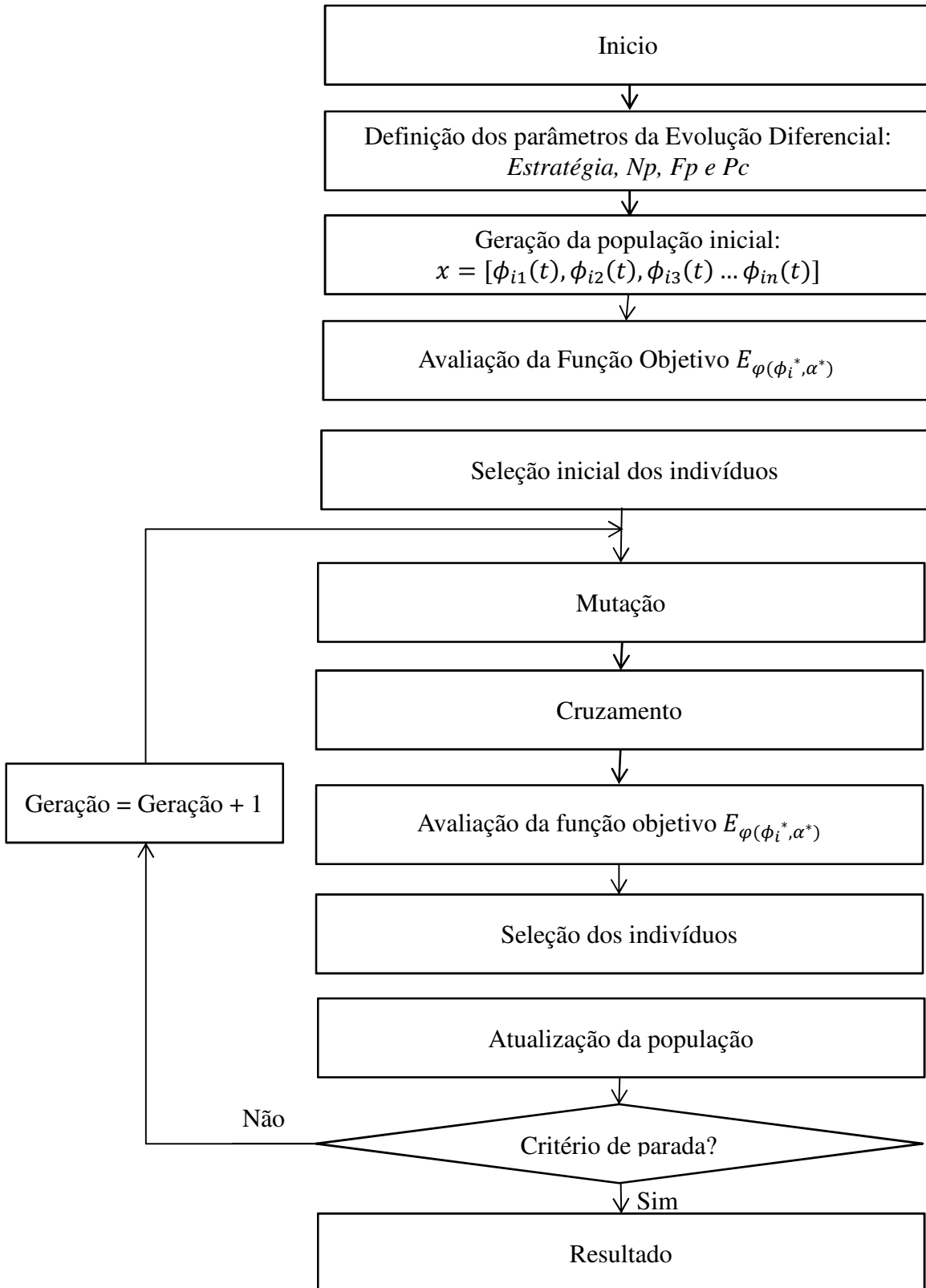


Figura 3.9 – Fluxograma para estimativa da difusividade térmica α e fluxo de calor $\phi_i(t)$ por meio da Evolução Diferencial

3.2.2. DETERMINAÇÃO DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA

Encontrada a difusividade térmica α e o fluxo de calor $\phi_i(t)$, a condutividade térmica pode ser estimada com o uso do “Modelo Diferença” no domínio do tempo. A estimativa no domínio do tempo é possível já que a condutividade térmica influencia apenas na amplitude da temperatura obtida, e não em sua forma, como ocorre com a difusividade térmica. Além disso, existe apenas uma variável a ser determinada. A condutividade térmica é obtida minimizando a função E_k , descrita em Eq. (3.11). Como tal função não apresenta problemas relacionados à mínimos locais, a minimização pode ser realizada por meio da técnica de otimização por Seção Áurea com Aproximação Polinomial Cúbica (Vanderplaats, 1986), descrita na Fig. 3.10. A temperatura $\theta_c(t)$ é calculada por meio da solução do problema térmico descrito na Eq. (3.2), submetido ao fluxo de calor $\phi_i(t)$, previamente estimado, e ao fluxo de calor experimental $\phi_e(t)$.

$$E_k = \sum_{t=1}^N (\theta_e(t) - \theta_c(t))^2 \quad (3.11)$$

Segundo Borges (2008), a determinação da condutividade térmica é sensível à leitura dos transdutores de fluxo e de temperatura, sendo importante a correta calibração dos termopares e dos transdutores de fluxo de calor.

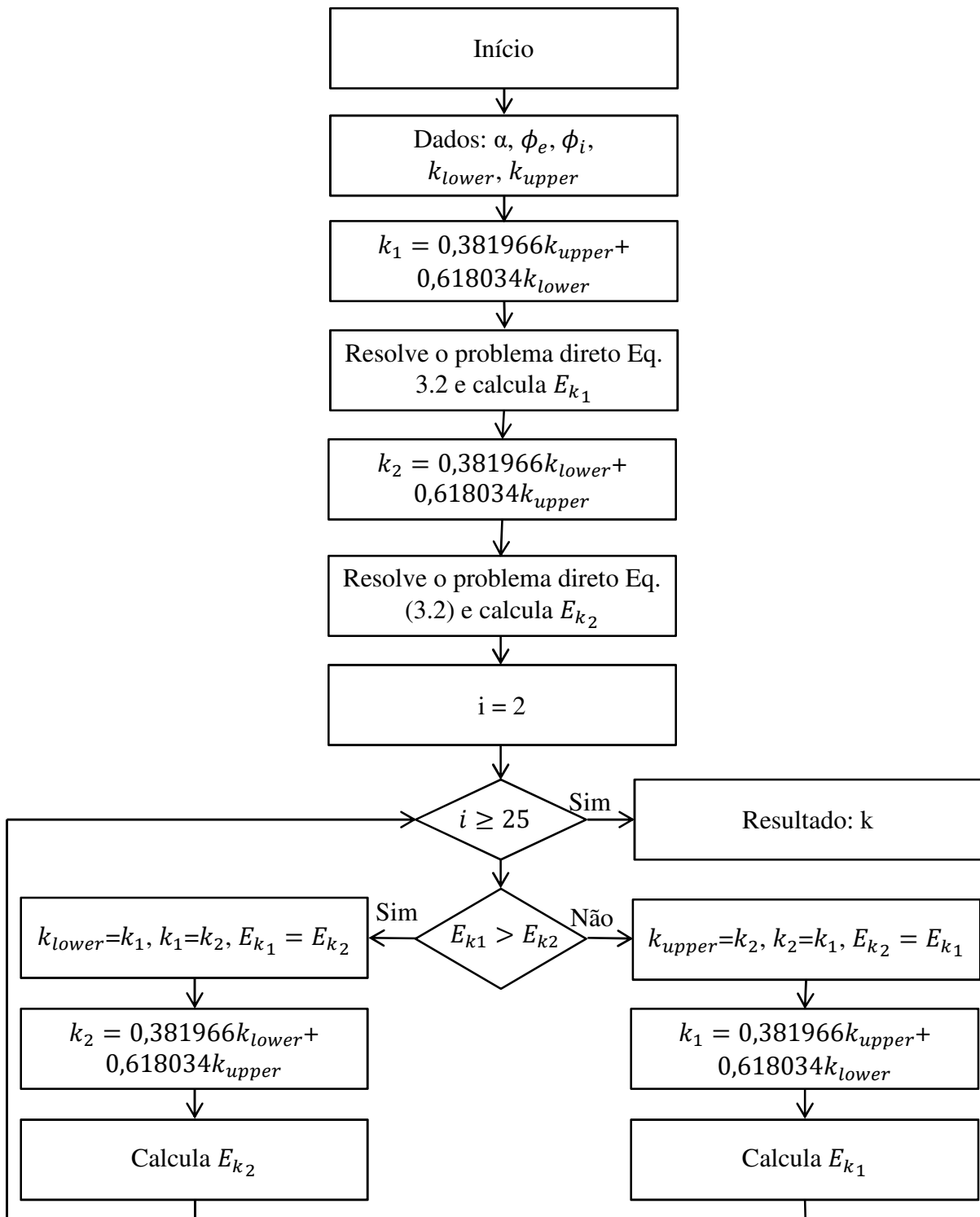


Figura 3.10 – Fluxograma para determinação da condutividade térmica k .

3.2.3. DETERMINAÇÃO DA TEMPERATURA INTERNA E FLUXO DE CALOR

Definidas as propriedades térmicas da amostra, é possível determinar a temperatura e fluxo de calor do processo instrumentado. Dentro do intervalo de tempo amostrado

experimentalmente, o fluxo de calor interno $Q_i(t)$ é definido constante ao longo do intervalo de tempo mensurado. Considerando os dois problemas térmicos unidimensionais formados pelos sensores 1 e 2, submetidos às condições de contorno descritas pelas Eq. (3.12) e Eq. (3.13), respectivamente.

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=0} = Q_{i1}(t) = Q_i^*(t) \quad (3.12)$$

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=c} = Q_{e1}(t)$$

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=0} = Q_{i2}(t) = Q_i^*(t) + \phi_i(t) \quad (3.13)$$

$$-k \left. \frac{\partial T}{\partial z} \right|_{z=c} = Q_{e2}(t)$$

O valor do fluxo de calor $Q_i^*(t)$ é obtido por meio da minimização da função E_Q (Eq. 3.14) aplicando novamente o método da Seção Aurea.

As temperaturas $T_{e1}(t)$ e $T_{e2}(t)$ são as obtidas experimentalmente, e as temperaturas $T_{c1}(t)$ e $T_{c2}(t)$ são calculadas com base nos modelos térmicos unidimensionais dos sensores, submetidos às condições de contorno descritas em (3.15) e (3.16).

$$E_{Qi} = \sum_{t=1}^N [(T_{e1}(t) - T_{c1}(t))^2 + (T_{e2}(t) - T_{c2}(t))^2] \quad (3.14)$$

Finalmente, a temperatura interna é definida como a média entre as temperaturas calculadas pela solução do problema térmico para cada sensor. De forma semelhante é definido o fluxo de calor interno $Q_i(t)$, ou seja, calculado a partir da média dos fluxos de calor estimados $Q_{i1}(t)$ e $Q_{i2}(t)$.

O procedimento para determinação da temperatura e do calor interno é repetido a cada intervalo de tempo. Dessa forma, a técnica proporciona estimar a evolução da temperatura e do fluxo de calor interno do processo.

3.3. METODOLOGIA NUMÉRICA DO PROBLEMA TÉRMICO DIRETO

Existem diversos métodos para solução do problema direto térmico, analíticos ou numéricos. Analiticamente, é possível a aplicação das equações de Green, descrito por Beck (1992). Para obtenção da solução numérica, têm-se métodos como: elementos finitos, diferenças finitas e volumes finitos. Neste trabalho foi utilizada uma formulação numérica a partir do método de volumes finitos.

O método dos volumes finitos consiste na teoria da conservação de uma dada grandeza em cada volume infinitesimal obtido pela discretização do domínio de estudo. Este processo resulta em uma quantidade finita de volumes de controle correlacionados, onde são mantidas constantes as propriedades em todo o volume. As relações governantes para cada elemento são obtidas por meio da integralização das equações de conservação de energia. Com base em Patankar (1980), o problema térmico da Eq. (3.2) pode ser resolvido por meio de uma malha unidimensional regular cartesiana de n volumes, com formulação implícita, direcionada sob o eixo z .

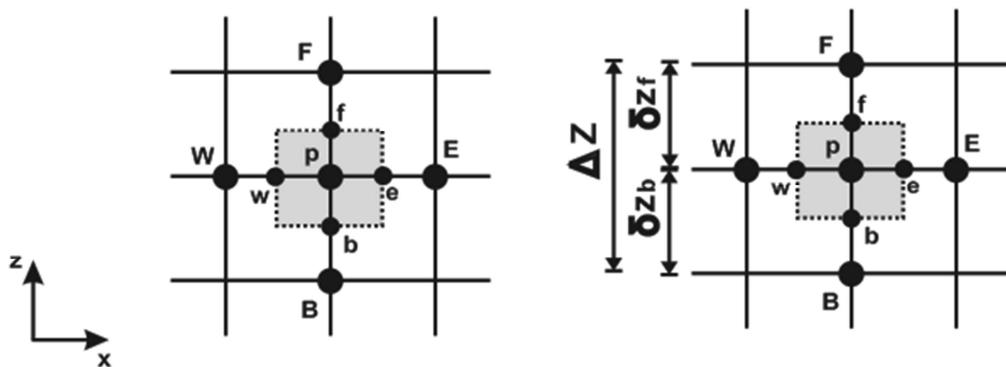


Figura 3.11 – Discretização em volumes finitos (Adaptado de Borges (2008))

A resolução do problema térmico descrito na Eq. (3.2) pode ser obtida conforme a Eq. (3.15).

$$\int_{t-1}^t \int_B^F \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) dz dt = \rho c_p \int_B^F \int_{t-1}^t \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) dt dz$$

$$k \Delta t \int_B^F \frac{\partial}{\partial z} \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right) dz = \rho c_p \Delta z \int_{t-1}^t \left(\frac{\partial T}{\partial t} \right) dt \quad (3.15)$$

Aplicando uma função de interpolação linear para solução da Eq. (3.14), tem-se como resultado a Eq. (3.16).

$$k\Delta t \left[\left(\frac{\partial T}{\partial z} \right) \Big|_F - \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right) \Big|_B \right] = \rho c_p \Delta z T|_{t-1}^t \quad (3.16)$$

Sabendo que:

$$\left(\frac{\partial T}{\partial z} \right) \Big|_F - \left(\frac{\partial T}{\partial z} \right) \Big|_B = \left(\frac{T_F^t - T_p^t}{\delta z_f} \right) - \left(\frac{T_p^t - T_B^t}{\delta z_b} \right)$$

$$T|_{t-1}^t = T_p^t - T_p^{t-1}$$

$$\delta z_f = \delta z_b = \Delta z$$

O problema térmico da Eq. (3.2) pode ser reescrito conforme a (Eq. 3.17). Vale lembrar que o índice inferior do parâmetro T é referente à posição relativa na malha e o índice superior é referente ao tempo.

$$-a_{i-1}T_{i-1}^t + a_iT_i^t - a_{i+1}T_{i+1}^t = b_i^t \quad (3.17)$$

$$a_{i-1} = a_{i+1} = \frac{k}{\Delta z}$$

$$a_i = \frac{k}{\Delta z} + \rho c_p \frac{\Delta z}{\Delta t}$$

$$b_i = \rho c_p \frac{\Delta z}{\Delta t} T_i^{t-\Delta t}$$

Para as condições de contorno foi aplicado o conceito de meios volumes, resultando na Eq (3.18), para $z = 0$, e Eq. (3.19), em $z = c$.

$$a_iT_i^t - a_{i+1}T_{i+1}^t = b_i \quad (3.18)$$

$$a_{i+1} = \frac{k}{\Delta z}$$

$$a_i = \frac{k}{\Delta z} + \rho c_p \frac{\Delta z}{2 * \Delta t}$$

$$b_i = Q_1(t) + \rho c_p \frac{\Delta z}{2 * \Delta t} T_i^{t-\Delta t}$$

$$\begin{aligned}
 a_i T_i^t - a_{i-1} T_{i-1}^t &= b_i & (3.19) \\
 a_{i-1} &= \frac{k}{\Delta Z} \\
 a_i &= \frac{k}{\Delta Z} + \rho c_p \frac{\Delta Z}{2 * \Delta t} \\
 b_i &= Q_2(t) + \rho c_p \frac{\Delta Z}{2 * \Delta t} T_i^{t-\Delta t}
 \end{aligned}$$

Para cada instante de tempo, a solução problema térmico pode ser obtida por meio da solução de um sistema linear. Para a solução do conjunto de equações resultantes da aplicação dos volumes finitos é aplicado o método TDMA (*Tridiagonal matrix algorithm*). O TDMA é um método analítico derivado do método de eliminação de Gauss, usado para solução de matrizes tridiagonais. Este método tem como vantagem a obtenção da solução exata do problema com número reduzido de operações a serem realizadas quando comparado a outros métodos.

CAPÍTULO IV

VALIDAÇÃO TEÓRICA DO MODELO MATEMÁTICO

Com intuito de validar a técnica proposta foram produzidos dois experimentos simulados. O primeiro consiste em analisar o desempenho da técnica em uma amostra com baixa condutividade térmica de policloreto de polivinila (PVC). No segundo, optou-se por avaliar o desempenho em uma amostra com condutividade térmica superior, no caso, de aço AISI 304. A escolha de tais materiais foi baseada na vasta literatura científica que reporta suas propriedades térmicas.

4.1. DESENVOLVIMENTO DO EXPERIMENTO SIMULADO

Para os experimentos simulados foram resolvidos os problemas térmicos unidimensionais transientes das Figs. 3.6a e 3.6b conforme a Eq. (3.2). Neste caso, foram consideradas as propriedades termofísicas distintas para a amostra e para o sensor. Como condições e contorno, adotou-se fluxo de calor imposto na superfície inferior da amostra e trocas térmicas por convecção nas superfícies superiores dos sensores. A Tab. 4.1 apresenta as propriedades térmicas das amostras (carcaça) e demais parâmetros adotados nos experimentos simulados. No processo de cálculo, desprezou-se a resistência térmica de contato entre a amostra e sensores.

De modo a obter os dados simulados foram posicionadas sondas numéricas para cálculo da temperatura e fluxo de calor na interface entre as amostras e os sensores térmicos. As Figs. 4.1 e 4.2 apresentam as temperaturas $T_{e1}(t)$ e $T_{e2}(t)$, e os fluxos de calor $Q_{e1}(t)$ e $Q_{e2}(t)$, calculados, respectivamente, para as simulações envolvendo o PVC e o aço AISI 304, conforme os modelos térmicos unidimensionais das Figs. 3.6a e 3.6b.

Tabela 4.1 – Parâmetros aplicados aos experimentos simulados

<i>Sensores</i>			
Material	Cobre		
Difusividade térmica [m^2/s] * 10^6	117		
Condutividade térmica [$W/(mK)$]	401		
Espessura do sensor 1 [mm]	5		
Espessura do sensor 2 [mm]	10		
<i>Amostras</i>			
Material	PVC	Aço AISI 304	
Difusividade térmica [m^2/s] * 10^7	1.24	39.5	
Condutividade térmica [W/mK]	0.16	14.9	
Espessura (e) [mm]	0.025	0.01	
<i>Dados simulados</i>			
Fluxo de calor	Q_{i1} [W/m^2]	150	2000
	Q_{i2} [W/m^2]	200	2500
Coeficiente de convecção (h)	30	20	
Intervalo de aquisição [s]	10	0,5	
Duração da simulação [s]	10000	500	
Número de pontos	1000	1000	
Temperatura média [°C]	25	25	

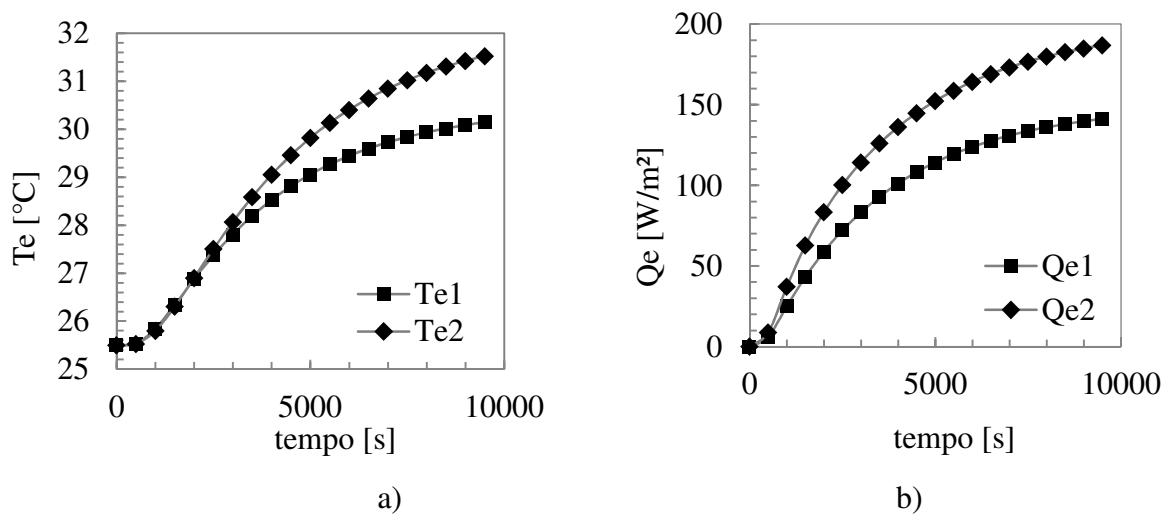


Figura 4.1 – Primeiro experimento simulado. Dados simulados para a carcaça de PVC: a) Temperaturas T_{e1} e T_{e2} . b) Fluxos de calor Q_{e1} e Q_{e2} .

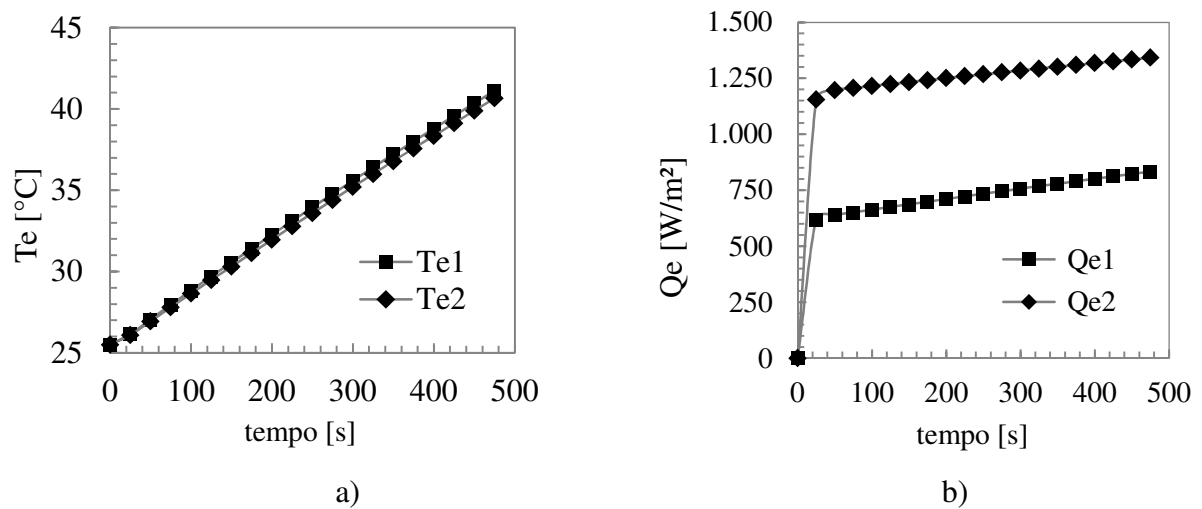


Figura 4.2 – Segundo experimento simulado. Dados simulados para o aço AISI 304: a) Temperaturas T_{e1} e T_{e2} . b) Fluxos de calor Q_{e1} e Q_{e2} .

As Figs. 4.3 e 4.4 apresentam a temperatura $\theta_e(t)$ e o fluxo de calor e $\phi_e(t)$ para o Modelo Diferença (Fig. 3.6c) conforme os experimentos simulados para o PVC e para aço AISI 304.

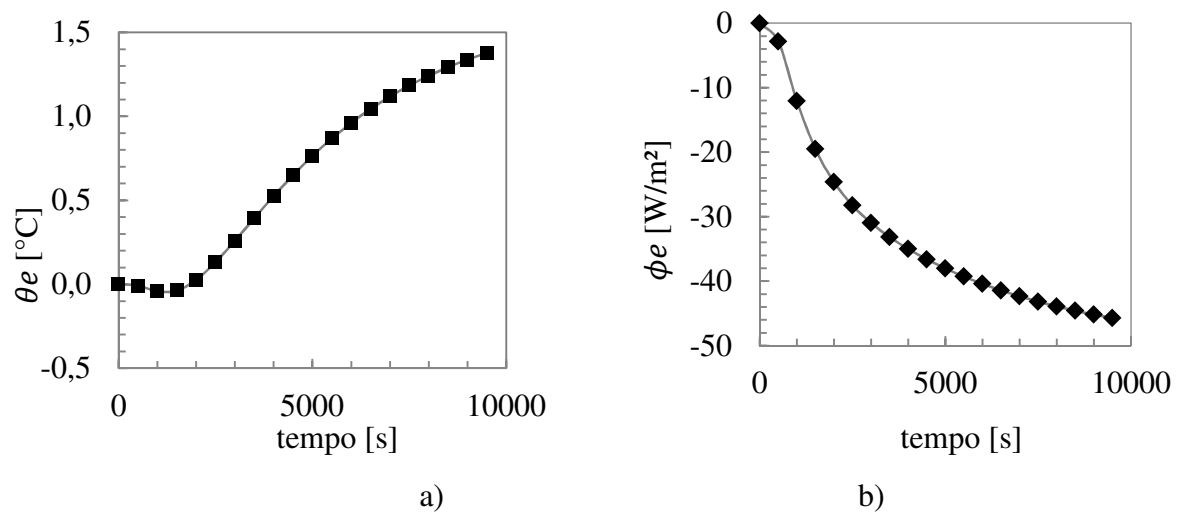


Figura 4.3 – Dados aplicados ao Modelo Diferença para o experimento simulado com o PVC. a) Temperatura θ_e . b) Fluxo de calor externo ϕ_e .

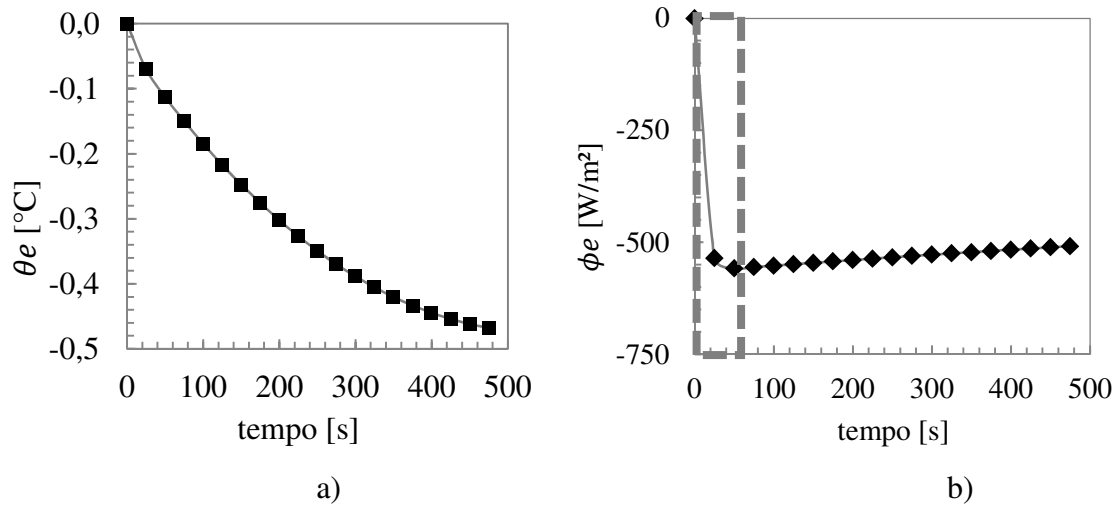


Figura 4.4 – Dados aplicados ao Modelo Diferença para o experimento simulado com o aço AISI 304. a) Temperatura $\theta_e(t)$. b) Fluxo de calor externo $\phi_e(t)$.

No caso do experimento envolvendo o aço AISI 304, nota-se que o fluxo de calor externo, $\phi_e(t)$, tende rapidamente ao regime permanente. Portanto, para a estimativa da difusividade na amostra metálica, considerou-se apenas os 60 segundos iniciais de experimento simulado, destacados na Fig. 4.4b, intervalo de tempo no qual houve variação significativa no aporte de calor.

4.2. ESTIMATIVA DAS PROPRIEDADES TÉRMICAS

4.2.1. CÁLCULO DA DIFUSIVIDADE TÉRMICA E FLUXO DE CALOR $\phi_i(t)$

O cálculo da difusividade térmica (α) e do fluxo de calor $\phi_i(t)$ faz-se por meio da análise da fase φ [rad] da função $Z_e(f)$. Assim, faz-se inicialmente a transformada de Fourier discreta nos dados de temperatura e fluxo de calor ($\theta_e(t)$ e $\phi_e(t)$). A Fig. 4.5 apresenta o comportamento da fase (φ) do modelo dinâmico conforme as frequências obtidas para cada um dos experimentos simulados.

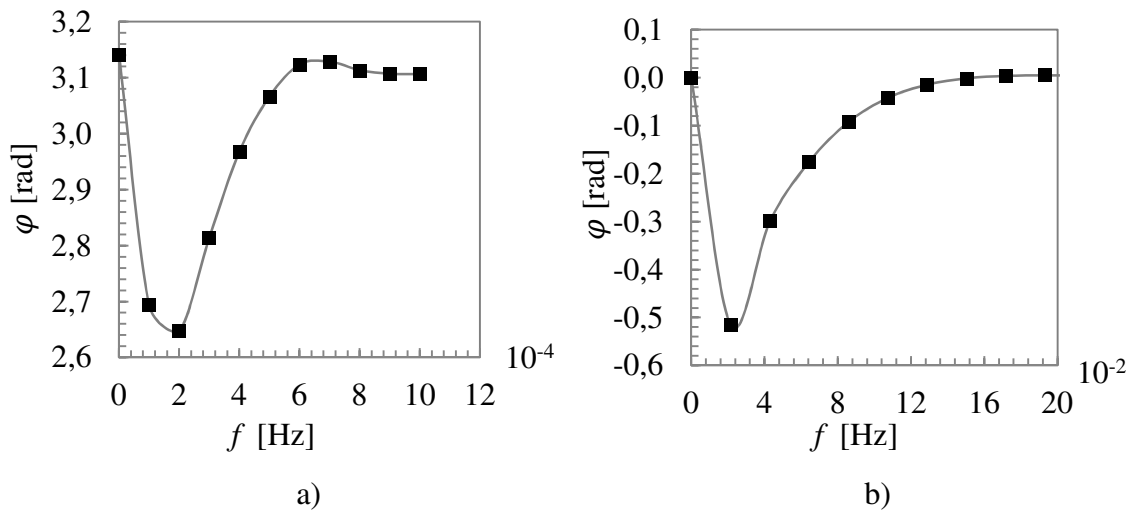


Figura 4.5 – Fases de $Z_c(f)$ calculadas para os experimentos simulados. a) PVC. b) Aço AISI 304.

Por meio do estudo da sensibilidade da fase em relação à frequência, $S_{\varphi,f}$ (Eq. 3.7), Fig. 4.6, pode-se selecionar o intervalo de frequências adequadas à análise do sistema dinâmico. Neste caso, o intervalo deve coincidir com a região de maior sensibilidade.

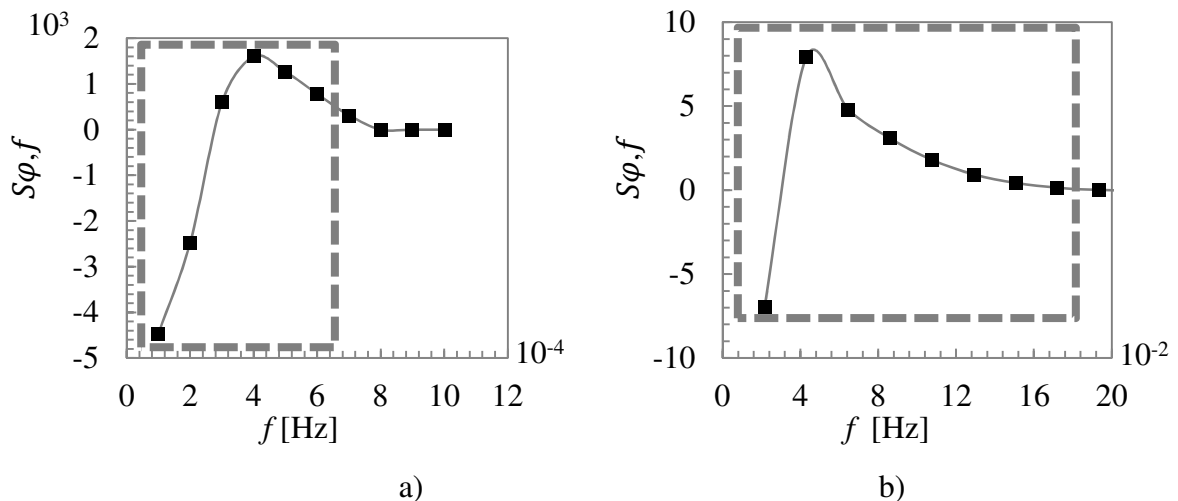


Figura 4.6 – Sensibilidade $S_{\varphi,f}$ calculadas para os experimentos simulados. a) PVC. b) Aço AISI 304.

Portanto, para o experimento simulado com PVC foram definidas as frequências compreendidas entre $1.0 \times 10^{-4} \leq f \leq 6.0 \times 10^{-4}$, enquanto que para o experimento com o aço foram selecionadas as frequências compreendidas entre $2.15 \times 10^{-2} \leq f \leq 17.2 \times 10^{-2}$. A partir desta seleção de frequências, realizou-se o cálculo da sensibilidade do erro do modelo dinâmico em relação ao fluxo, $S_{E(\phi_i^*)}$, descrito pela Eq. (3.10). Os valores de $S_{E(\phi_i^*)}$ foram

definidos para intervalos de frequência I_f compreendidos entre a menor frequência e uma frequência subsequente, conforme apresentado na Tab. 4.2.

Tabela 4.2 – Intervalos de frequências para análise para $S_{E(\phi_i^*)}$.

Intervalo I_f	Experimento			
	PVC		Aço AISI 304	
	Frequências [Hz]			
	Inicial	Final	Inicial	Final
I_1	$1 * 10^{-4}$	$1 * 10^{-4}$	$2.15 * 10^{-2}$	$2.15 * 10^{-2}$
I_2		$2 * 10^{-4}$		$4.30 * 10^{-2}$
I_3		$3 * 10^{-4}$		$6.45 * 10^{-2}$
I_4		$4 * 10^{-4}$		$8.60 * 10^{-2}$
I_5		$5 * 10^{-4}$		$10.8 * 10^{-2}$
I_6		$6 * 10^{-4}$		$12.9 * 10^{-2}$
I_7		-		$15.1 * 10^{-2}$
I_8		-		$17.2 * 10^{-2}$

A Fig. 4.7a mostra que a sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$ atingiu maior valor no terceiro intervalo avaliado ($1 * 10^{-4} \leq f \leq 3 * 10^{-4}$) para o experimento com o PVC. Enquanto a Fig. 4.7b apresenta o maior valor no segundo intervalo ($2.15 * 10^{-2} \leq f \leq 4.93 * 10^{-2}$), no caso do aço. Logo, tais intervalos de frequências são considerados propícios para a determinação do fluxo de calor $\phi_i(t)$ e difusividade térmica α a partir da solução do Modelo Diferença.

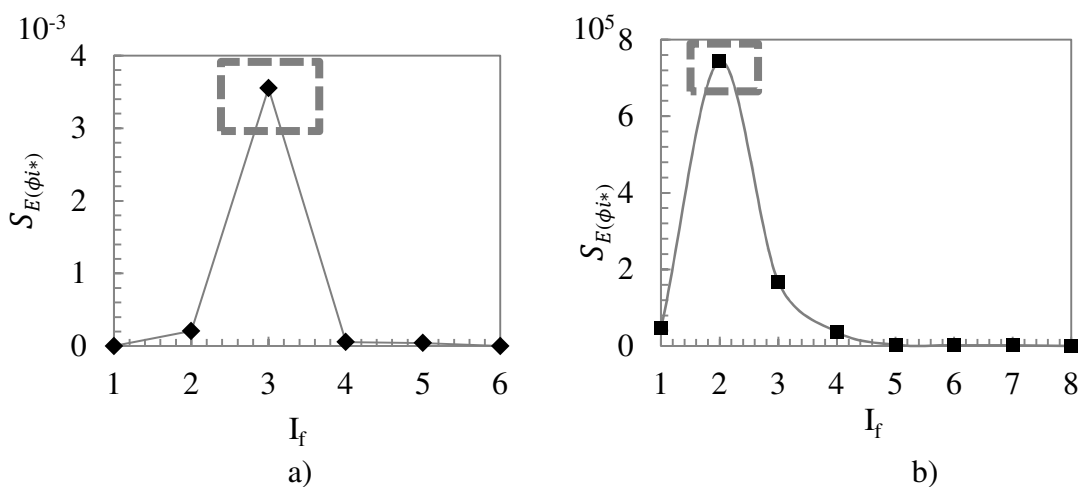


Figura 4.7 – Sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$ para diferentes intervalos de frequência. a) PVC. b) Aço AISI 304.

A Fig. 4.8 apresenta o comportamento da Eq. (3.6) ao longo da variação da difusividade térmica, para um valor de fluxo de calor $\phi_i^*(t)$. O estudo da função confirma a existência de um único mínimo dentro do intervalo para a difusividade térmica escolhido, confirmando a possibilidade da aplicação do método de estimativa de α^* proposto.

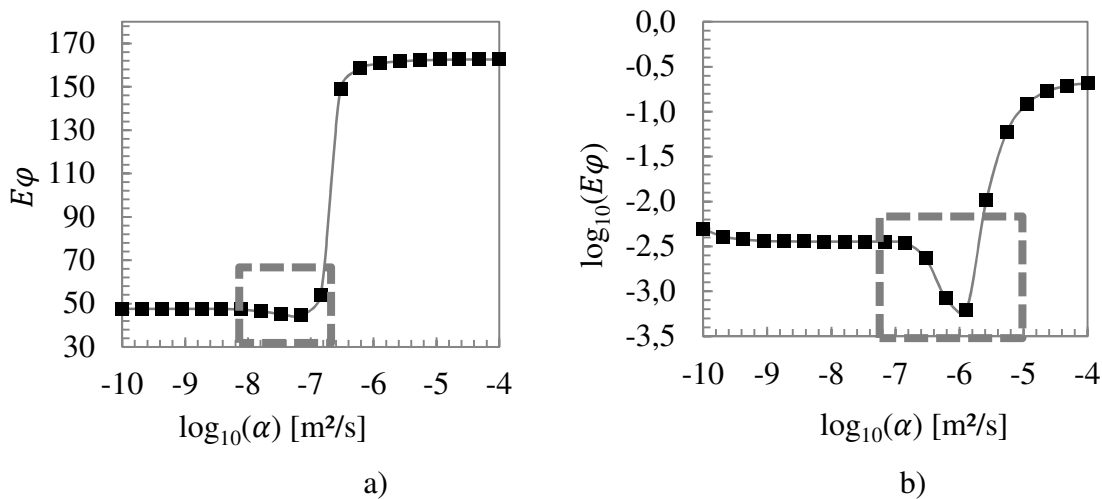
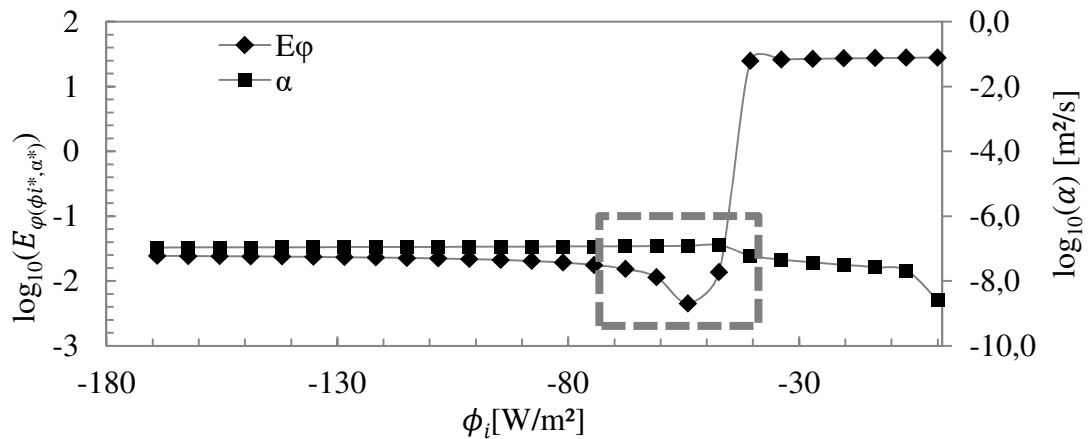


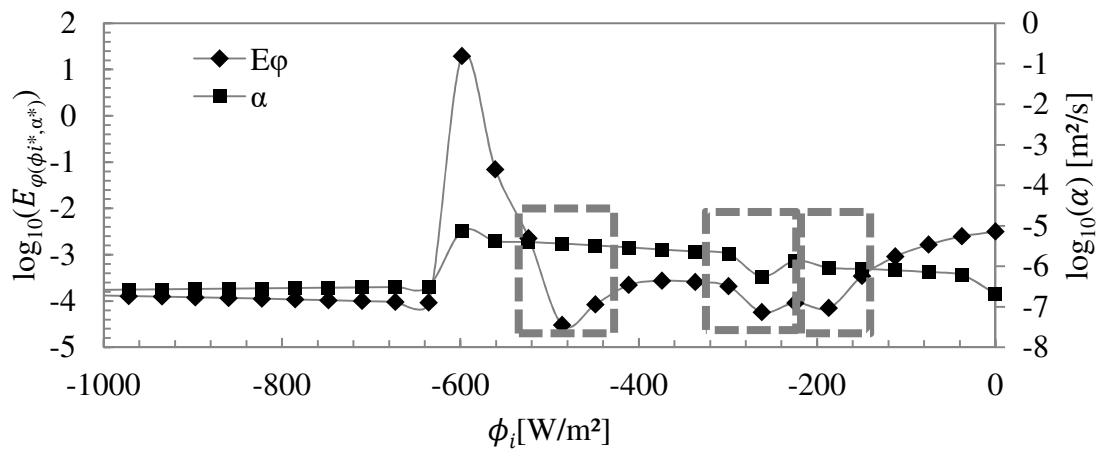
Figura 4.8 – Função E_φ com relação à difusividade térmica α^* . a) PVC. b) Aço AISI 304.

A dependência linear entre a difusividade térmica α^* e o fluxo de calor $\phi_i^*(t)$ é notória. Portanto, variando-se o fluxo de calor $\phi_i^*(t)$ de forma aleatória como apresentado na Fig. 4.9 e calculando o erro em relação à fase $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ é possível determinar a difusividade térmica da amostra analisada. Uma vez que tal parâmetro coincide com o mínimo global da função $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$.

A Fig. 4.9b mostra que é possível a ocorrência de mínimos locais na avaliação da $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ (regiões destacadas). Assim sendo, faz-se necessário definir um método de otimização adequado para estimar a difusividade térmica e o fluxo de calor. Neste trabalho, optou-se pelo método da Evolução Diferencial (Anexo II). Por ser um método heurístico, a determinação do ponto ótimo da função objetivo depende dos parâmetros aplicados à técnica. Repetindo o processo de determinação da difusividade térmica e do fluxo de calor $\phi_i(t)$ para vinte combinações diferentes para os parâmetros da Evolução Diferencial, dentro das faixas de valores apresentadas na Tab. 4.3, são obtidos os resultados apresentados na Tab. 4.4.



a)



b)

Figura 4.9 – Difusividade térmica e $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ ao longo da variação de $\phi_i(t)$. a) PVC. b) Aço AISI 304.

Tabela 4.3 – Valores aplicados à solução da Evolução Diferencial.

Parâmetros	Faixa
$itermax$	200 - 500
$repmax$	25
NP	15 - 30
CR	0,4 - 0,8
F	0,4 - 0,8
Estratégia	1 a 7

Onde $itermax$ representa o número de gerações a serem avaliadas, $repmax$ define o número de vezes que $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ deve se repetir para ser considerado o mínimo global de uma geração, NP o número de indivíduos a serem avaliados, CR a constante de crossover

(quantidade de mutações), F o peso que cada indivíduo possui durante as mutações, e Estratégia define o método para definição dos descendentes da geração.

Tabela 4.4 – Resultados obtidos por meio da Evolução Diferencial

		Experimento	
		PVC	Aço AISI 304
ϕ_i [W/m ²]	Média	-50,54	-497,42
	Desvio padrão	0,955	1,872
	$E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$	$4,17 \times 10^{-7}$	$1,99 \times 10^{-22}$
Difusividade térmica [m ² /s] * 10 ⁷	Média	1,24	39,5
	Desvio padrão	$5,77 \times 10^{-3}$	1,06
	E_{φ}	$4,21 \times 10^{-5}$	$1,49 \times 10^{-11}$
Número de chamadas de $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$	(Min – Max)	1650 - 2445	1160 - 2850
Custo computacional (Intel i5, 2.25GHz, 8GB RAM)	Tempo (min)	420	115

A Tab. 4.5 apresenta os valores estimados para a difusividade térmica e fluxo de calor $\phi_i(t)$. Além disso, apresenta o erro relativo em relação aos valores adotados nos experimentos simulados. Conforme observado, a técnica descrita neste trabalho se mostrou eficaz na estimativa dos parâmetros propostos.

Tabela 4.5 – Comparativo entre os parâmetros simulados e calculados.

		Experimento	
		PVC	Aço AISI 304
Difusividade térmica [m ² /s] * 10 ⁷	Aplicada	1,24	39,5
	Estimada	1,24	39,5
	Erro (%)	0,0	0,0
ϕ_i [W/m ²]	Aplicado	-50	-500
	Estimado	-50,05	-497,42
	Erro (%)	0,1	0,516

4.2.2. CÁLCULO DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA

Determinados os valores de $\phi_i(t)$ e α , estima-se a condutividade térmica k das carcaças de PVC e de AISI 304 a partir do Modelo Diferença no domínio do tempo. Tal estimativa é realizada minimizando a função E_k , descrita na Eq. (3.11), por meio do método de otimização da Seção Áurea com Aproximação Polinomial Cúbica. A Fig. 4.10 destaca o comportamento da função E_k ao longo da variação da condutividade. Neste caso, observa-se a presença de um único mínimo dentro do intervalo de busca.

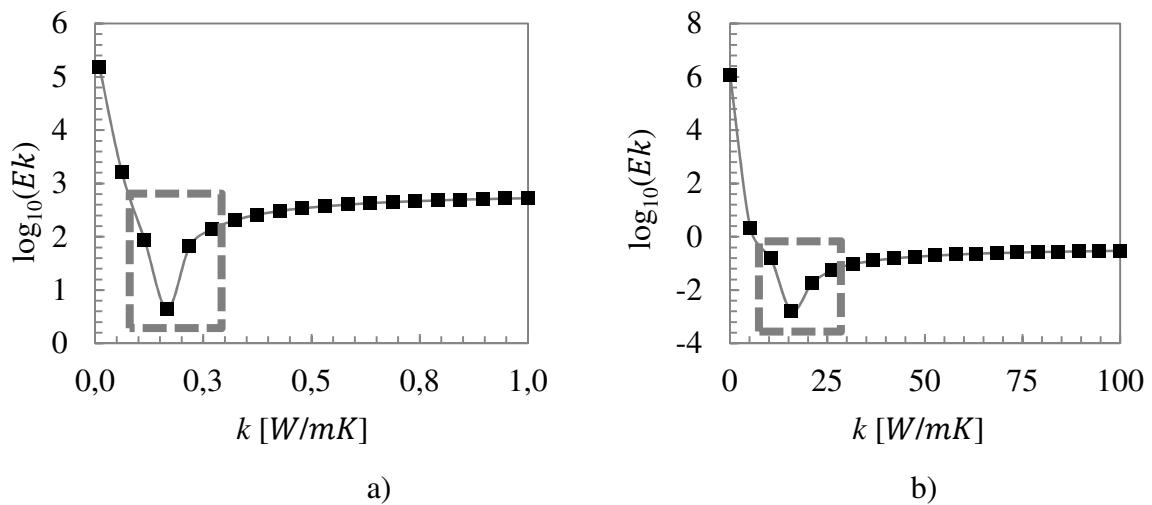


Figura 4.10 - Função E_k em função da condutividade térmica. a) PVC. b) Aço.

A Tab. 4.6 apresenta os valores obtidos para as propriedades térmicas com o uso da técnica proposta e modelo diferença. Além disso, apresenta-se o erro relativo entre os valores aplicados nos experimentos simulados e aqueles estimados. Novamente, pode-se constatar a robustez da técnica por meio da análise dos resultados obtidos.

Tabela 4.6 – Comparativo entre as propriedades térmicas simuladas e calculadas.

		Experimento	
		PVC	Aço AISI 304
Condutividade térmica [W/mK]	Aplicada	0,160	14,9
	Estimada	0,162	14,7
	Erro relativo (%)	1,25	1,34

Borges (2008) demonstra a relação entre o calor injetada na amostra e o cálculo da condutividade térmica. Assim, a diferença entre o valor da condutividade térmica aplicada no experimento simulado e a calculada pela técnica pode ser explicada pelo erro obtido na estimativa do fluxo de calor interno $\phi_i(t)$, já que este é utilizado para a estimativa da condutividade térmica.

4.2.3. CÁLCULO DOS FLUXOS DE CALOR E DA TEMPERATURA INTERNA

Conhecidas as propriedades térmicas da carcaça, é possível estimar o fluxo de calor na parede interna da amostra/carcaça $Q_i(t)$ e finalmente determinar a temperatura interna $T_i(t)$.

Para estimar o fluxo de calor interno $Q_i(t)$, faz-se necessário resolver simultaneamente os problemas térmicos apresentados nas Fig. 3.6a e 3.6b, conforme as condições de contorno apresentadas nas Eqs. 3.12 e 3.13. O fluxo de calor é obtido pela minimização da função E_{Q_i} (Eq. 3.14). A Fig. 4.11 destaca o comportamento da função E_Q ao longo da variação do fluxo de calor $Q_i(t)$.

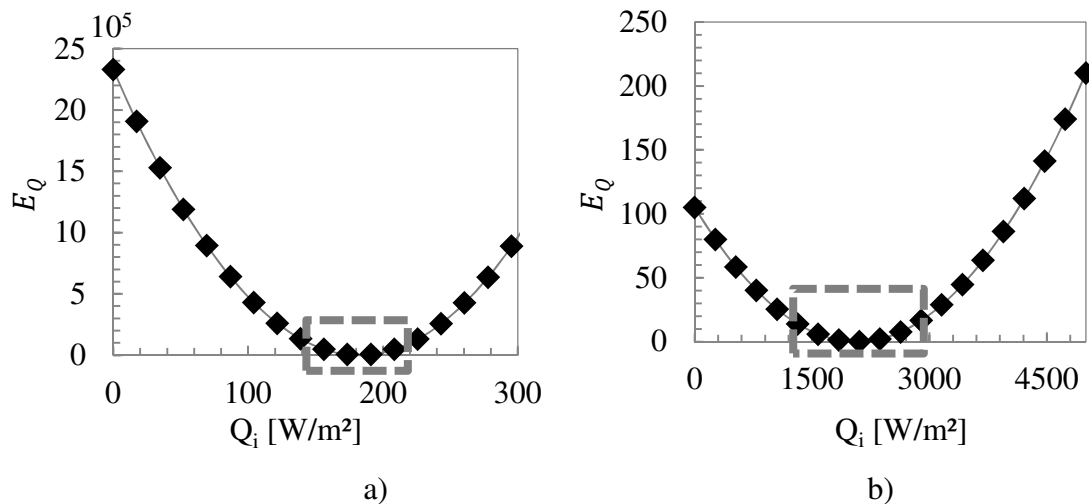


Figura 4.11 - Função E_Q em função da condutividade térmica. a) PVC. b) Aço.

Por meio da análise da Tabela 4.7 verifica-se que a técnica proposta neste trabalho estima com eficácia os fluxos de calor internos $Q_{i1}(t)$ e $Q_{i2}(t)$ conforme cada problema térmico simulado. O erro relativo máximo obtido neste caso foi inferior a 0.9%.

Tabela 4.7 – Comparativo entre os fluxos de calor internos simulados e estimados.

		Experimento	
		PVC	Aço
Q_{i1} [W/m ²]	Aplicado	150	2000
	Estimado	150,15	2018,02
	Erro (%)	0,1	0,9%
Q_{i2} [W/m ²]	Aplicado	200	2500
	Estimado	200,20	2515,42
	Erro (%)	0,1	0,61%
Q_i [W/m ²]	Aplicado	175	2250
	Estimado	175,17	2266,72
	Erro (%)	0,1	0,743%

As Figuras 4.12a e 4.13a apresentam a temperatura interna $T_i(t)$, obtida para os experimentos simulados, e a temperatura interna $T_{ci}(t)$, estimada pela técnica, envolvendo as amostras de PVC e aço respectivamente. As temperaturas $T_i(t)$ e $T_{ci}(t)$ são definidas por meio da média aritmética entre as temperaturas internas obtidas para os experimentos simulados, e pela solução dos problemas diretos representativos dos sensores 1 e 2, aplicando os parâmetros estimados pela técnica. Os erros relativos apresentados nas Figs. 4.12b e 4.13b são obtidos por meio da razão entre a diferença das temperaturas experimental e a calculada, e a temperatura experimental, multiplicada por 100.

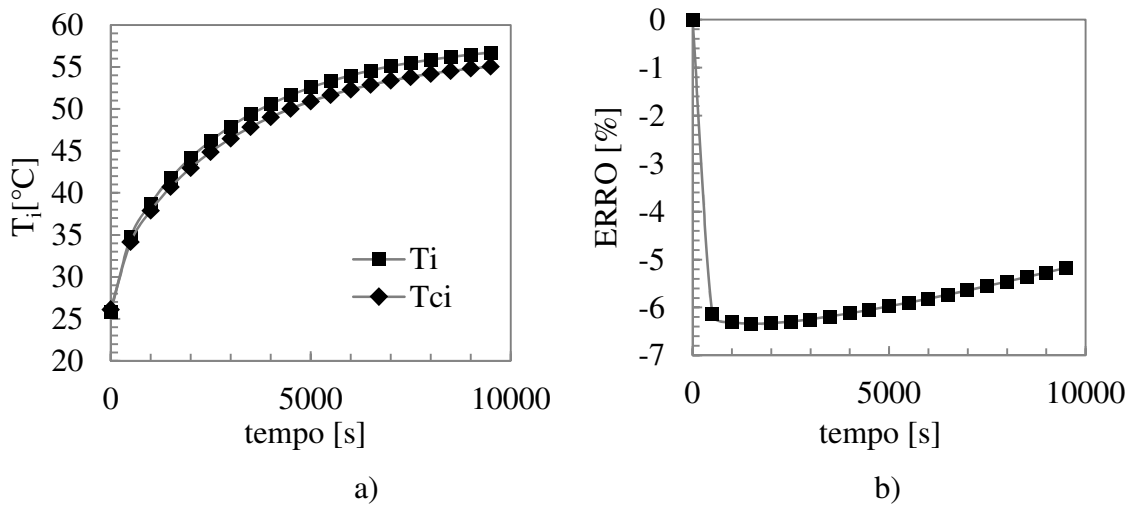


Figura 4.12 – Temperaturas internas simuladas e estimadas para o experimento simulado com o PVC. a) Temperaturas; b) Erro relativo.

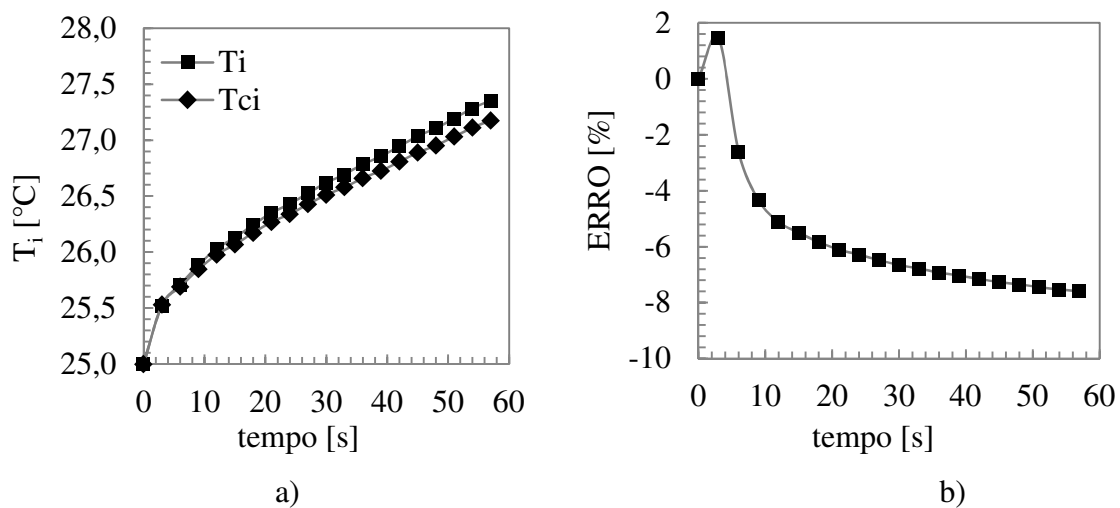


Figura 4.13 – Temperaturas internas simuladas e estimadas para o experimento simulado com o aço AISI 304. a) Temperaturas internas; b) Erro relativo.

Por meio da análise do erro relativo entre as temperaturas calculadas e impostas em cada problema térmico, verifica-se novamente o potencial e eficácia da técnica proposta no presente trabalho.

4.3. ANÁLISE DA ROBUSTEZ DA TÉCNICA

Para avaliar o comportamento da técnica quando submetida às condições reais, onde estão presentes diferentes fontes de interferência nas leituras, aplicou-se um ruído branco de diferentes relações de potência sinal/ruído (SNR) nos sinais de temperatura e fluxo de calor dos experimentos simulados. Este tipo de ruído apresenta valor médio nulo, com componentes

em todas as frequências, aplicado em testes de sistemas de análise de sinal. O processo de adição do ruído branco aos sinais experimentais foi realizado por meio da soma do valor do sinal em um instante de tempo ao seu valor multiplicado por um número pseudoaleatório gerado via software. A escolha do ruído branco para os testes se deve a sua aplicação para encobrir outros sinais, de modo a dificultar sua correta identificação.

Para o experimento simulado com o PVC (Fig. 4.1) a relação SNR (Sinal/Ruído) variou de 8, 4, 2 e 1, ou seja: SNR = 8 representa um ruído com 1/8 da amplitude do sinal original, SNR = 4 representa 1/4, SNR = 2 representa 1/2, e SNR = 1 um ruído de amplitude semelhante ao sinal original. As Figs. 4.14 à Fig.4.17 apresentam os sinais experimentais com ruído conforme as diversas variações de amplitude.

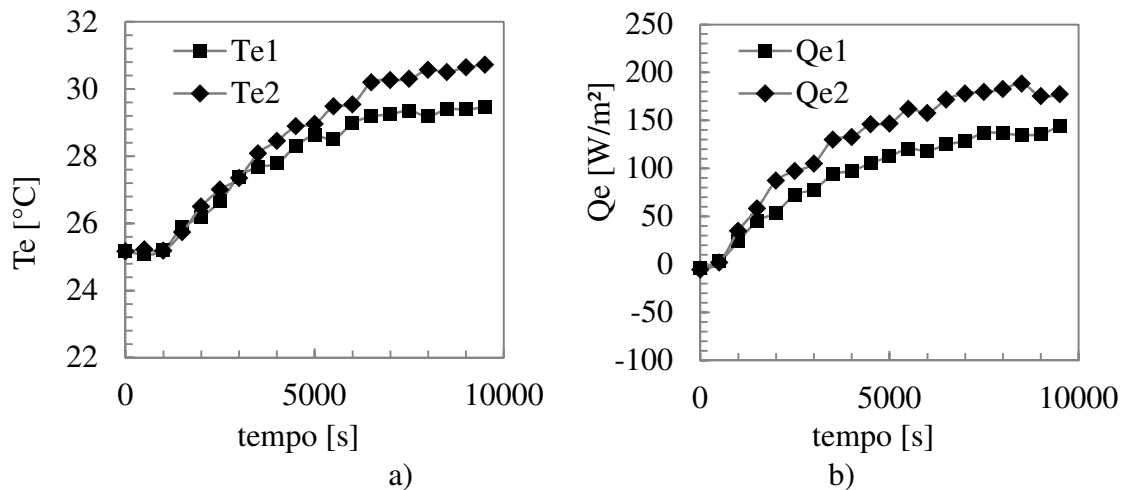


Figura 4.14 – Experimento simulado com amostra de PVC e ruído SNR = 8. a) Temperatura. b) Fluxo de calor.

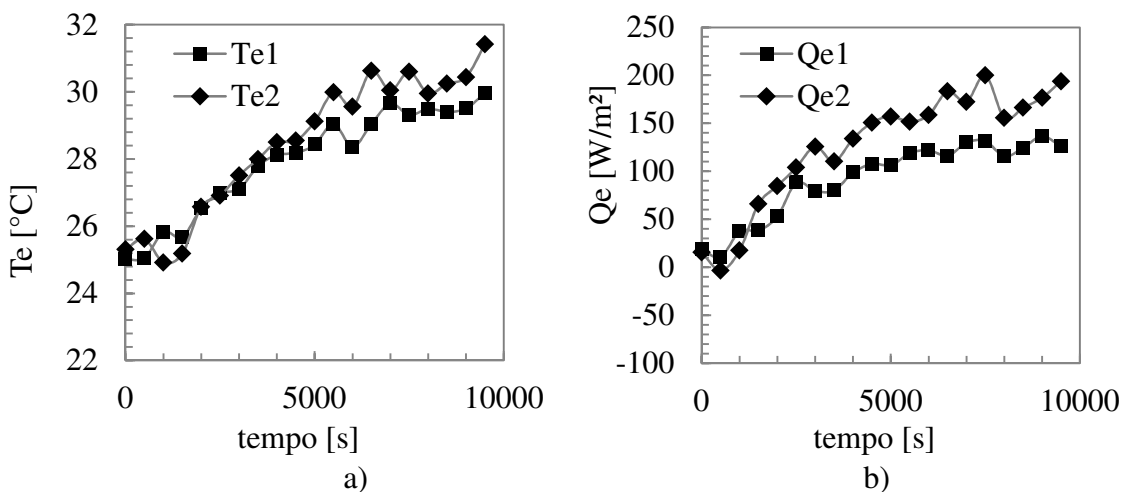


Figura 4.15 – Experimento simulado com amostra de PVC e ruído SNR = 4. a) Temperatura. b) Fluxo de calor.

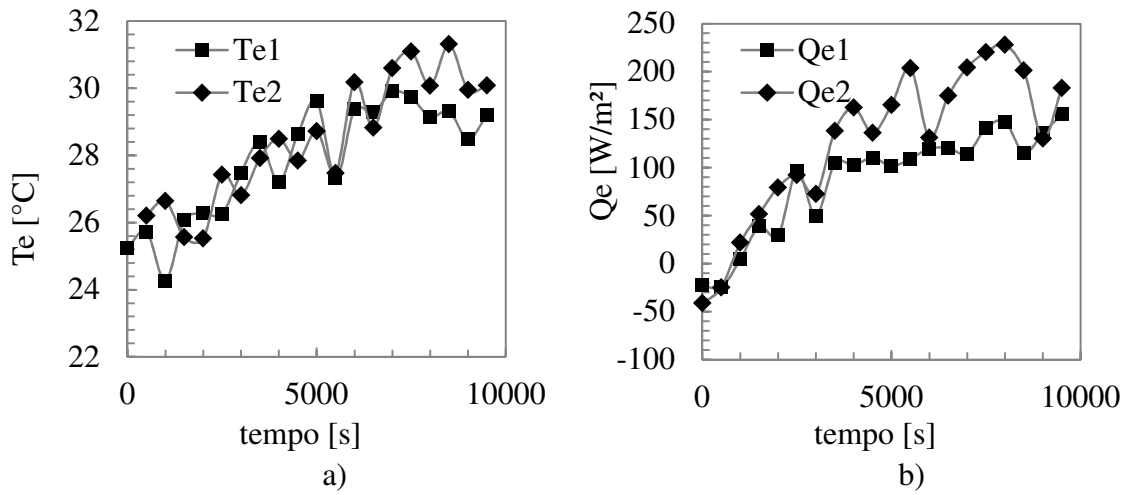


Figura 4.16 – Experimento simulado com amostra de PVC e ruído SNR = 2. a) Temperatura.
b) Fluxo de calor.

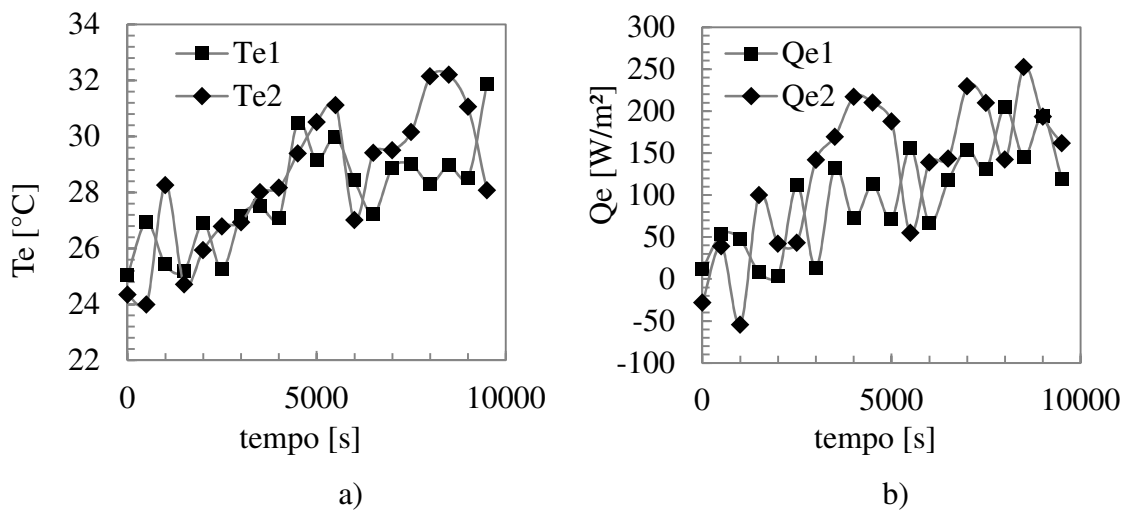


Figura 4.17 – Experimento simulado com amostra de PVC e ruído SNR = 1. a) Temperatura.
b) Fluxo de calor.

A Tab. 4.8 apresenta os valores estimados a partir dos sinais com ruído.

Tabela 4.8 – Estimativas para os experimentos simulados para o PVC.

		Experimentos				
		Padrão	SNR = 8	SNR = 4	SNR = 2	SNR = 1
α [m^2/s] * 10^7	Estimada	1,24	1,23	1,24	1,18	1,20
	Erro (%)	-	0,81	0,00	4,84	3,23
ϕ_i [W/m^2]	Estimada	-50,05	-50,74	-52,42	-52,78	-48,44
	Erro (%)	-	1,38	4,74	5,45	3,22
k [W/mK]	Estimada	0,16	0,17	0,18	0,20	0,20
	Erro (%)	-	6,17	11,11	23,46	23,46
Q_i [W/m^2]	Estimada	175,17	178,90	186,20	190,30	185,20
	Erro (%)	-	2,13	6,30	8,64	5,73

O aumento do erro apresentado pelos experimentos com SNR maiores pode ser explicado pelo processo de geração do ruído branco, que adicionar um ruído com média não nula. Essa característica faz com que a técnica estime parâmetro diferente daquele sem a inserção do ruído.

Aplicando os ruídos no experimento simulado referente ao aço AISI 304 (Fig. 4.2) são obtidas as Figs. de 4.18 à Fig. 4.21.

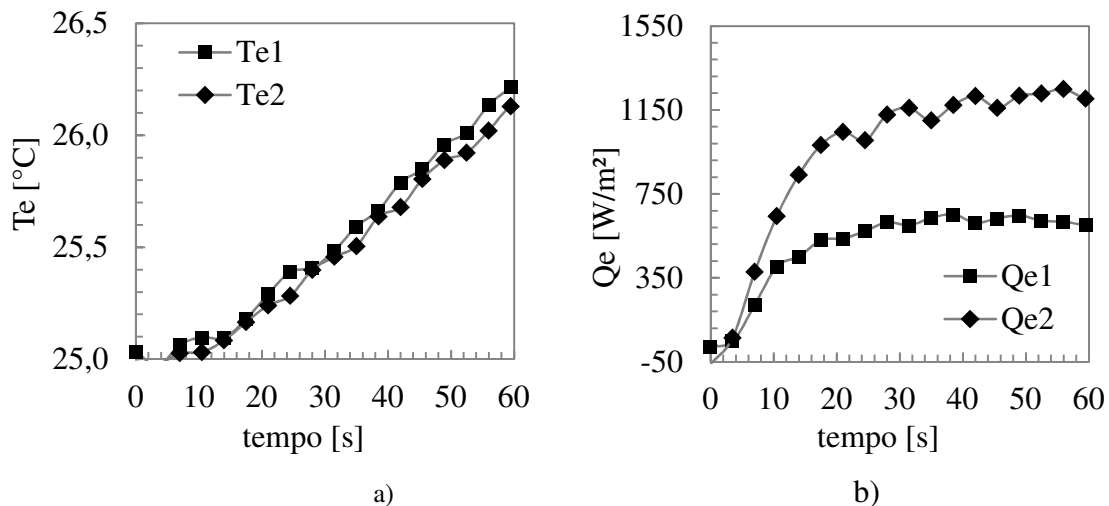


Figura 4.18 – Experimento simulado com amostra de aço AISI 304 para SNR = 8.

a) Temperatura. b) Fluxo de calor.

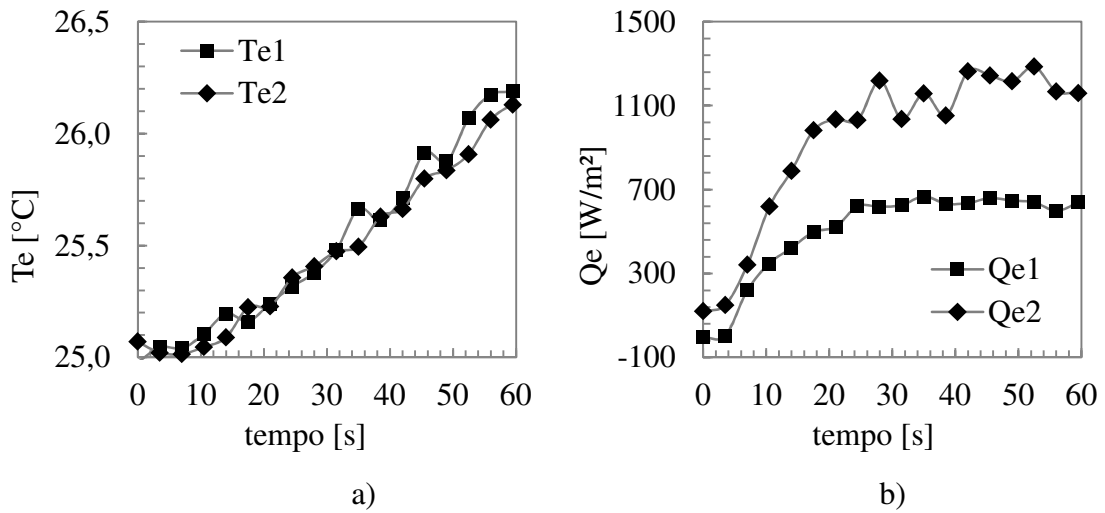


Figura 4.19 – Experimento simulado com amostra de aço AISI 304 para SNR = 4.
a) Temperatura. b) Fluxo de calor.

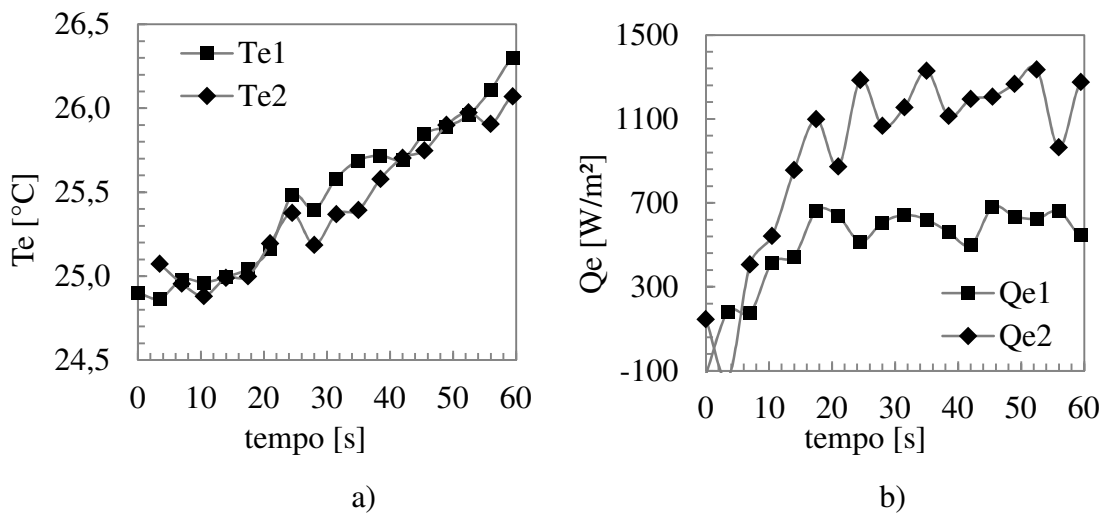


Figura 4.20 – Experimento simulado com amostra de aço AISI 304 para SNR = 2.
a) Temperatura. b) Fluxo de calor.

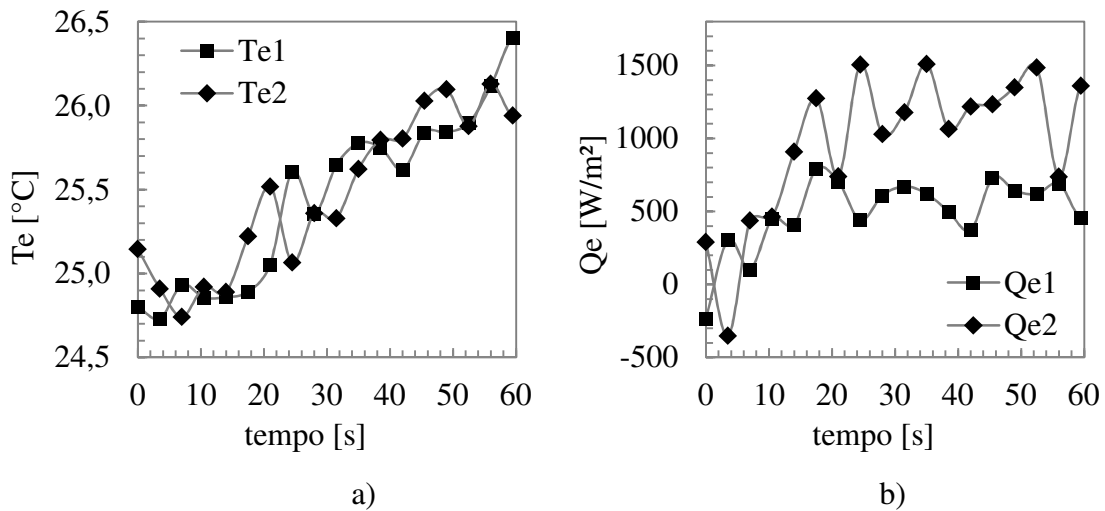


Figura 4.21 – Experimento simulado com amostra de aço AISI 304 para SNR = 1. a) Temperatura. b) Fluxo de calor.

Os resultados obtidos para o aço AISI 304 são apresentados na Tab. 4.9.

Tabela 4.9 – Estimativas para os experimentos simulados para o aço AISI 304.

		Experimentos				
		Padrão	SNR = 8	SNR = 4	SNR = 2	SNR = 1
α [m^2/s] * 10^7	Estimada	39,5	40,7	37,5	38,9	38,6
	Erro (%)	-	3,04	5,06	1,52	2,28
ϕ_i [W/m^2]	Estimada	-497,42	-511,8	-475,5	-513,8	-547,2
	Erro (%)	-	2,89	4,40	3,29	10,01
k [W/mK]	Estimada	14,7	13,51	15,48	16,74	17,44
	Erro (%)	-	8,09	5,31	13,87	18,64
Q_i [W/m^2]	Estimada	2266,72	2178,2	2316,6	2452,3	2450,5
	Erro (%)	-	3,90	2,20	8,18	8,11

A partir da análise dos resultados, verifica-se que os ruídos impostos têm pouca influência nos valores estimados para a difusividade térmica. Vale ressaltar que a difusividade é estimada no domínio da frequência. Independentemente da presença ou não de ruídos no sinal experimental, sempre são selecionadas apenas as frequências nas quais o modelo dinâmico apresenta maior sensibilidade. Tal procedimento funciona como um filtro para o ruído inserido e reduz o erro na estimativa da difusividade.

Por outro lado, o fluxo de calor $\phi_i(t)$ e a condutividade térmica são estimados no domínio do tempo e possuem forte influência das condições de contorno impostas. Logo, a presença de ruído nas condições de contorno, principalmente de materiais metálicos, interfere fortemente na estimativa de tais parâmetros. Cabe salientar que a técnica proposta no presente trabalho não permite um tratamento prévio dos sinais experimentais. O uso de filtros, por exemplo, poderiam minimizar a influência dos ruídos. Todavia, tal tratamento alteraria o comportamento dinâmico do sistema e conseqüentemente a fase. Dessa forma, não seria possível estimar a difusividade térmica e demais parâmetros.

No caso de ruídos diferentes do ruído branco, a estimativa das propriedades térmicas, fluxo de calor e temperatura será afetada caso este ruído seja de baixa frequência ou com média não nula. Isto ocorre porque a técnica avalia a variação na fase das frequências de menos valor do modelo dinâmico para a estimativa da difusividade térmica e do fluxo de calor $\phi_i(t)$, e estuda a amplitude dos sinais de temperatura e fluxo de calor obtidos pelos sensores térmicos para estimativa da condutividade térmica, fluxo de calor $Q_i(t)$ e temperatura interna.

CAPÍTULO V

MONTAGEM E PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

Neste capítulo apresenta-se a concepção e montagem da bancada experimental para validação da técnica proposta no presente trabalho.

5.1. BANCADA EXPERIMENTAL

A bancada experimental é apresentada na Fig. 5.1 e é composta pelos seguintes equipamentos:

1. Sistema de aquisição HP 75000 series B;
2. Timer eletrônico;
3. Rede de resistores para aquisição da tensão e corrente aplicada na resistência de aquecimento;
4. Câmara hermética para minimizar a influência de correntes de ar nas amostras;
5. Fonte de alimentação composta por *varivolt*, ponte retificadora e filtro capacitivo;
6. Microcomputador para armazenamento e análise de dados experimentais.

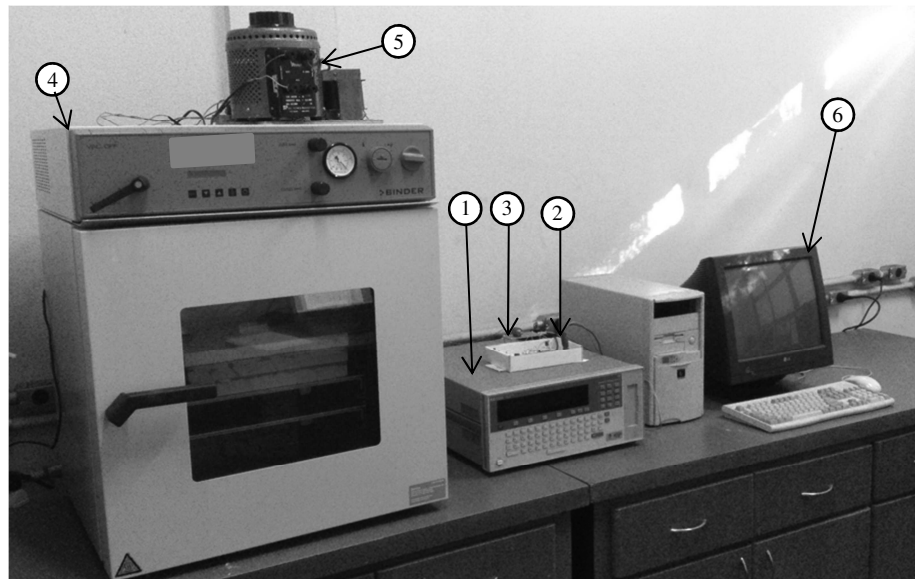
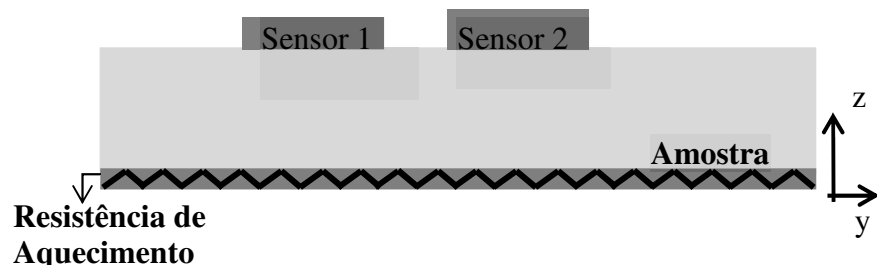
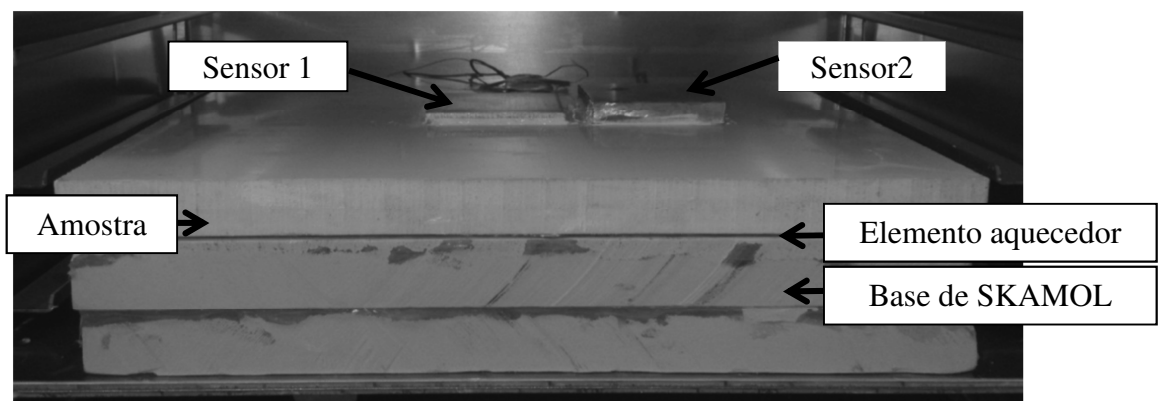


Figura 5.1 – Bancada experimental

A bancada experimental utiliza uma resistência elétrica plana que fornece o calor para amostra, conforme mostra a Fig. 5.2a. Vale ressaltar que informações da superfície inferior da amostra serão usadas apenas para validação da técnica, não sendo aplicadas à técnica desenvolvida neste trabalho.



a)



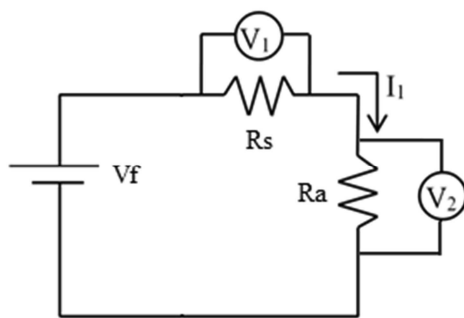
b)

Figura 5.2 – Montagem experimental. a) Esquema de montagem. b) Experimento real.

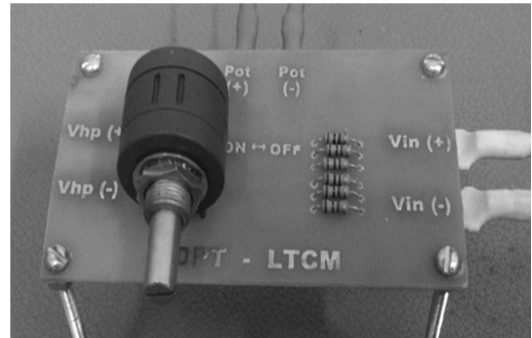
Para garantir que o calor fornecido pelo elemento aquecedor fosse transferido prioritariamente à amostra, uma de suas superfícies foi posicionada sobre uma placa isolante de SKAMOL.

A presença da câmara hermética na bancada experimental se limita apenas a minimizar a influência de correntes de ar sobre a amostra. Para os experimentos não é necessário manter a temperatura inicial constante, sequer gerar vácuo.

Para medir a potência elétrica fornecida pelo elemento aquecedor são medidas a tensão e a corrente elétrica fornecidas ao aquecedor. A Fig. 5.3 mostra o circuito para medição da potência, onde R_s é o resistor *shunt*, R_a é a resistência elétrica do aquecedor, V_1 é a tensão sobre o resistor *shunt* e V_2 a tensão aplicada ao aquecedor. Um resistor *shunt* é um resistor com baixa resistência elétrica, ligado em série com a carga, com o intuito de determinar o valor da corrente elétrica que atravessa a carga. Por meio da lei de Ohm (Eq. 5.1), é possível determinar a corrente da carga, já que a tensão e a resistência são conhecidas ou mensuradas.



a)



b)

Figura 5.3 – Medição da potência elétrica aplicada pela resistência de aquecimento. a) Esquema. b) Sistema real.

Para o circuito da Fig. 5.3a, a corrente I_1 que percorre o aquecedor pode ser obtida aplicando a lei de Ohm no resistor R_s , conforme Eq. (5.1).

$$I_1(t) = \frac{V_1(t)}{R_s} \quad (5.1)$$

A potência elétrica dissipada pelo resistor R_a pode ser definida por meio da Eq. (5.2). Substituindo a Eq. (5.1) na Eq. (5.2), a potência do aquecedor é calculada por meio da Eq. (5.3).

$$P(t) = V_2(t) * I_1(t) \quad (5.2)$$

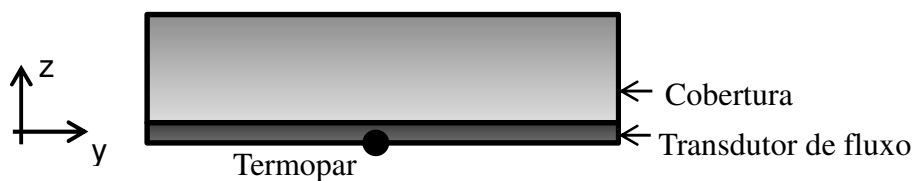
$$P(t) = \left(\frac{V_2(t) * V_1(t)}{R_s} \right) \quad (5.3)$$

Percebe-se que o cálculo da potência fornecida ao aquecedor não é mais dependente da resistência elétrica R_a , que varia conforme a temperatura de interesse. Vale ressaltar que a potência fornecida pela resistência elétrica é medida apenas a título de referência, uma vez que o objetivo da técnica é estimar a taxa de transferência de calor ou potência aplicada na superfície interna da amostra.

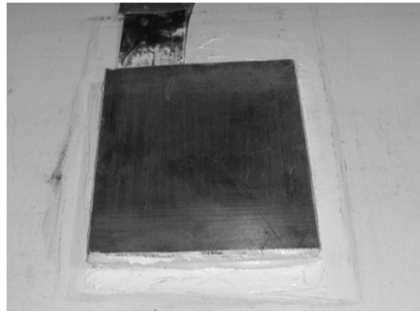
Para controle do tempo de duração dos experimentos foi desenvolvido um timer eletrônico com escala de segundos e minutos, com base em um microcontrolador PIC 18F2550 da empresa *Microchip Inc.* Tal componente inicialmente lê o valor fornecido pelo operador por meio de um *dip-switch*, informando quantos minutos ou segundos o elemento aquecedor deve ser mantido ligado. Neste caso seleção minuto/segundo é realizada por meio de um *jumper*. Depois de configurado o tempo de funcionamento, o microcontrolador envia um pulso elétrico para um relé responsável por controlar o tempo de funcionamento do elemento aquecedor. O circuito é controlado pelo operador e conta com proteção para que não reinicie com oscilações na tensão elétrica.

5.2. SENSORES TÉRMICOS

Os sensores desenvolvidos especialmente para a técnica são compostos por um transdutor de fluxo de calor, um termopar e uma cobertura, como detalha a Fig. 5.4a.



a)



b)

Figura 5.4 – Sensores térmicos. A) Esquema. b) Montagem experimental de um sensor: tradutor, termopar e cobertura.

O transdutor de fluxo de calor utilizado foi do tipo tangencial, desenvolvido por Güths (1995). Trata-se de um sensor delgado com alta sensibilidade. A Fig. 5.5 mostra a imagem do transdutor adotado no presente trabalho.

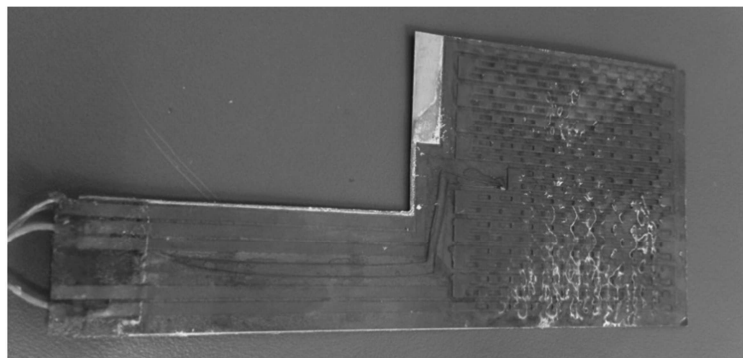


Figura 5.5 – Transdutor de fluxo de gradiente tangencial

O fluxo de calor que passa pelo transdutor é calculado com base no sinal elétrico medido. Neste caso, faz-se necessário realizar uma calibração prévia do mesmo. Conforme descrito por Borges (2004), a curva de calibração apropriada é definida com base na Fig. 5.6.

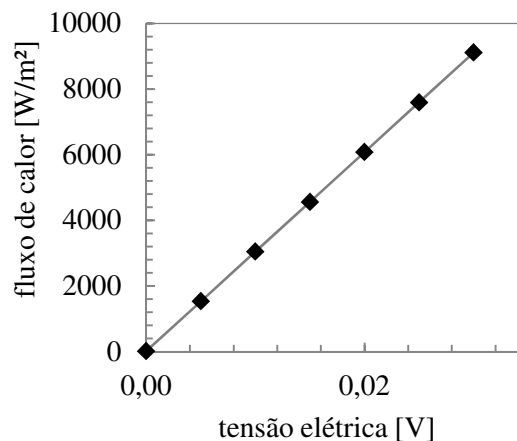


Figura 5.6 – Curva de calibração do transdutor de fluxo.

A relação da tensão elétrica fornecida pelo sensor e o fluxo medido é apresentada pela Eq. (5.4).

$$\phi = 12.1 + 303280.6 V \quad (5.4)$$

Borges (2003) ressalta a importância da calibração dos sensores de temperatura e fluxo de calor na estimativa da condutividade térmica, uma vez que tal propriedade térmica é calculada no domínio do tempo e é, por sua vez, sensível à amplitude dos sinais medidos. No caso de sensores não calibrados, ou calibrados de forma errada, os parâmetros estimados no domínio do tempo (condutividade térmica, fluxo de calor e temperatura internos) apresentarão variação quanto ao valor correto.

Os termopares são do tipo T 1Px30AWG Teflon. A fixação dos termopares depende das características da amostra. No caso de amostras com propriedade elétricas isolantes, como o caso do PVC, o termopar é fixo à amostra por meio de cola silicone. Já no caso de amostras metálicas, o termopar é soldado à amostra por meio de descarga capacitiva. Em ambos os casos, o conjunto transdutor/cobertura deve ser posicionado logo acima, fixado por meio de pressão, com aplicação de pasta térmica e cola silicone, de forma que o termopar fique localizado de forma simétrica na área de contato entre a amostra e o conjunto. A pasta térmica é utilizada nas interfaces dos componentes de modo a reduzir a resistência térmica de contato.

A cobertura é constituída basicamente de um material condutor, com área da base semelhante ou maior que a do transdutor. Neste trabalho foram usadas coberturas de cobre.

A escolha do material aplicado na cobertura dos sensores térmicos deve levar em consideração a distorção dos campos térmicos do sistema instrumentado com relação ao problema original. Para demonstrar o comportamento térmico quando aplicados sensores com

materiais de características térmicas diferente, as Fig. 5.7 e Fig. 5.8 apresentam os campos térmicos normalizados para amostras de material com propriedades isolantes (PVC) e metálicas (Aço AISI 304), respectivamente, submetidas a fluxo de calor na face inferior, e diferentes condições na face superior: perdas térmicas por efeitos convectivos (Fig. 5.7a e Fig. 5.8a), instalação de sensor térmico com cobertura com propriedades isolantes, no caso o PVC (Fig. 5.7b e Fig. 5.8b), e sensor térmico com cobertura metálica, no caso o cobre (Fig. 5.7c e Fig. 5.8c).

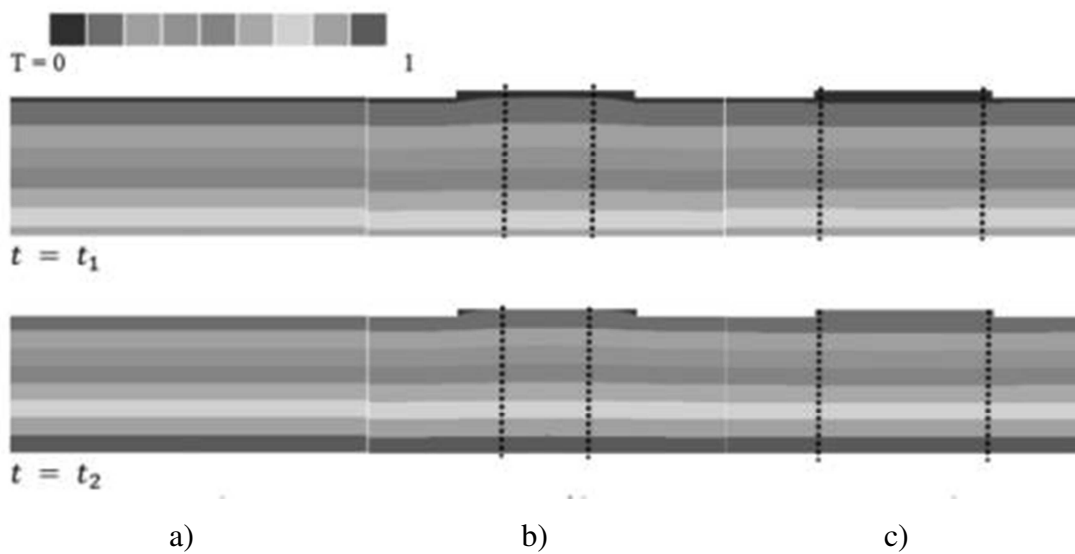


Figura 5.7 – Evolução térmica para amostra de PVC submetido a diferentes condições. a) Sem sensor. b) Sensor isolante. c) Sensor condutor.

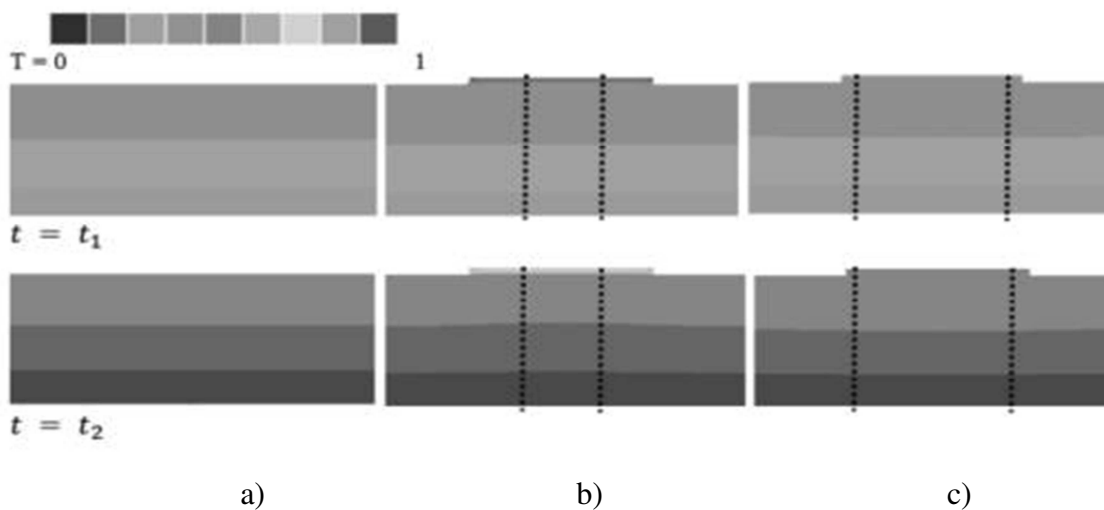


Figura 5.8 – Evolução térmica para amostra de aço submetido a diferentes condições. a) Sem sensor. b) Sensor isolante. c) Sensor condutor.

Nas Fig. 5.7 e Fig. 5.8 a área em destaque abaixo do sensor frisa onde o comportamento unidimensional é mais evidente. Avaliando as amostras instrumentadas, percebe-se que a região abaixo dos sensores nas amostras instrumentadas com o sensor de propriedades isolantes (Fig. 5.7b e Fig. 5.8b) a distribuição térmica dita unidimensional é menor que a área coberta pelo sensor. Esta condição resulta em dois erros de leitura: 1) o fluxo de calor medido pelo sensor não é uniforme, induzindo estimativas erradas para a difusividade térmica e ϕ_i do Modelo Diferença; 2) existem perdas térmicas não medidas pelo transdutor de fluxo, que resultam no cálculo inexato da condutividade térmica k e do fluxo de calor Q_i . No caso do sensor é construído de material condutor (Fig. 5.7c e Fig. 5.8c) a unidimensionalidade do perfil térmico ocorre em quase toda a área abaixo do sensor, reduzindo as incertezas na aproximação entre o modelo real e o Modelo Diferença, resultando em melhores estimativas.

CAPÍTULO VI

RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Validados os modelos térmicos e a metodologia, testes preliminares em laboratório foram realizados para determinação de propriedades térmicas de materiais conhecidos, e o monitoramento da temperatura interna de equipamentos cuja temperatura seja conhecida. Os testes foram realizados em duas etapas, validando inicialmente a determinação das propriedades, e posteriormente o cálculo da temperatura interna.

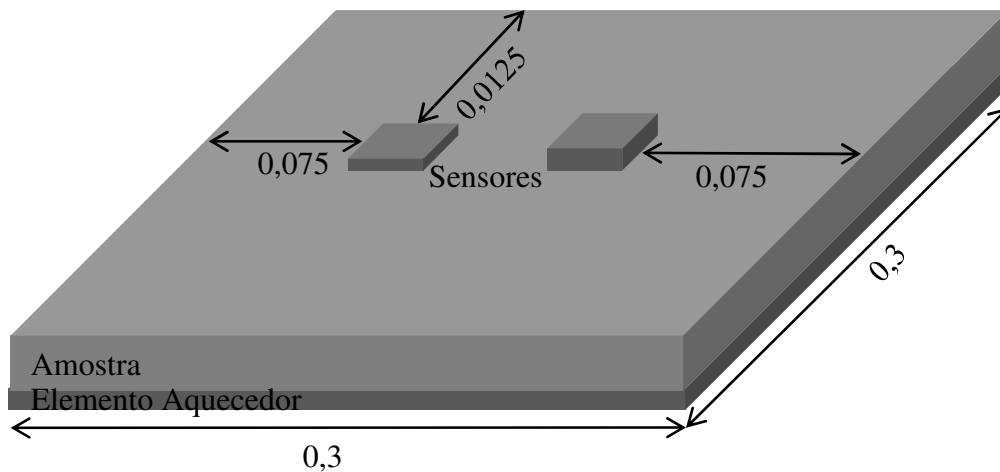
Para demonstração da aplicação da técnica na determinação das propriedades térmicas, foram utilizadas amostras de policloreto de polivinila (PVC) e de aço microligado. A escolha destes materiais se deve ao fato das amostras aplicadas aos testes já terem suas propriedades determinadas anteriormente por Borges (2008), para o PVC, e Souza (2009), para o aço microligado, aplicando técnicas diferentes.

6.1. DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES TÉRMICAS, FLUXO DE CALOR E TEMPERATURA INTERNA PARA O PVC

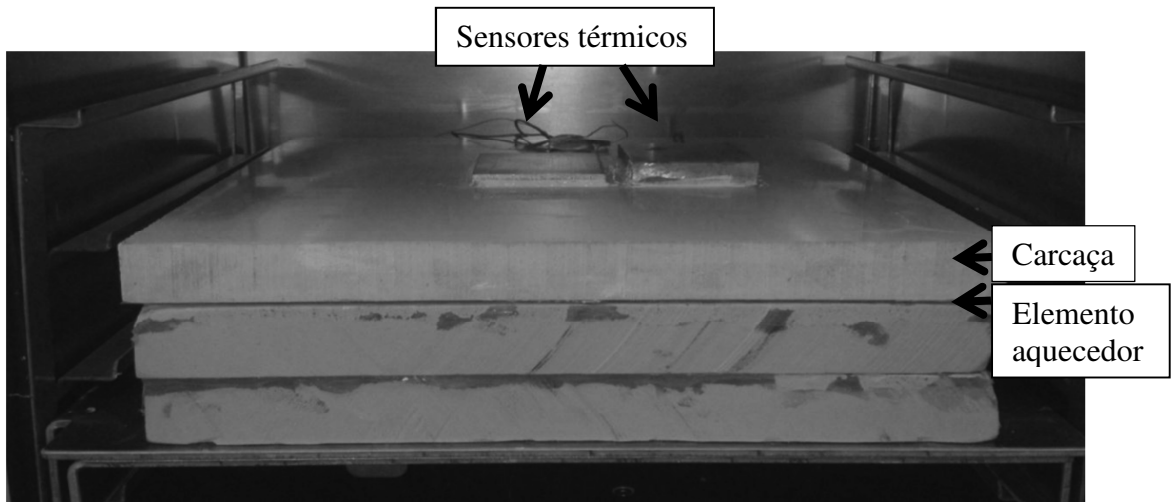
Para os experimentos na amostra de PVC têm-se os parâmetros experimentais aplicados apresentados na Tab. 6.1. Na Fig. 6.1 mostra-se a disposição dos sensores na amostra.

Tabela 6.1 – Parâmetros experimentais para o PVC

<i>Amostra</i>		
Material	PVC	
Dimensões da amostra [m]	x	0.3
	y	0.3
	z	0.025
<i>Sensores</i>		
Material	Cobre	
Difusividade térmica [m^2/s] * 10^7	142	
Condutividade térmica [$W/(mK)$]	398	
Dimensões do sensor 1 [m]	x	0.05
	y	0.05
	z (e_1)	0.002
Dimensões do sensor 2 [m]	x	0.05
	y	0.05
	Z (e_2)	0.006
<i>Dados experimentais</i>		
Intervalo de aquisição [s]	4.12	
Duração do experimento [s]	4219	
Número de pontos	1024	
Temperatura média [°C]	27	
Dimensões da resistência [mxm]	0.3 x 0.3	



a)



b)

Figura 6.1 – Amostra de PVC avaliada. a) Dimensões e disposição dos sensores. b) Experimento real.

A Fig. 6.2 apresenta o fluxo de calor $Q_i(t)$ fornecido pela resistência elétrica ao longo do tempo. Experimentos preliminares avaliaram a transferência de calor entre o elemento aquecedor, a amostra e a base de SKAMOL, confirmando que, devido às propriedades termofísicas do SKAMOL, o calor fornecido pelo aquecedor é transferido para a amostra. A Fig. 6.3 mostra a evolução dos fluxos de calor, $Q_{e1}(t)$ e $Q_{e2}(t)$, e temperaturas, $T_{e1}(t)$ e $T_{e2}(t)$, obtidos pelos sensores térmicos para um experimento padrão. Vale ressaltar que o fluxo de calor interno $Q_i(t)$ é medido neste instante apenas como meio de validar a técnica descrita neste trabalho, não sendo necessário seu conhecimento para aplicação da mesma.

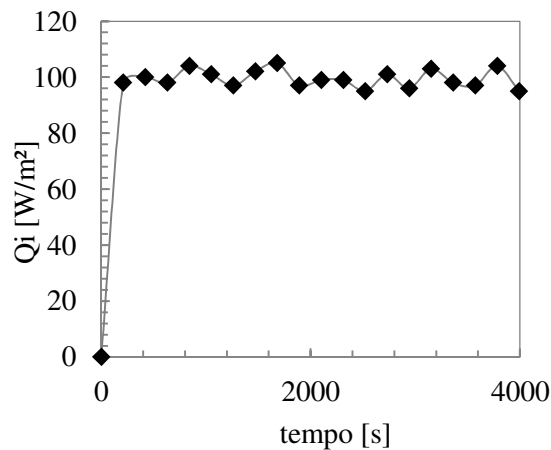


Figura 6.2 – Fluxo de calor Q_i fornecido pelo elemento aquecedor.

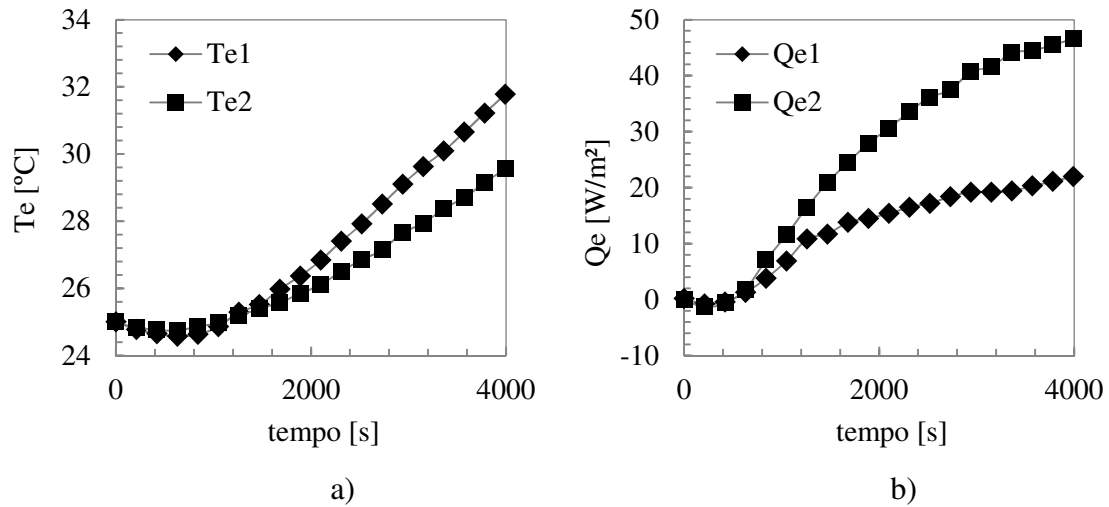


Figura 6.3 – Parâmetros experimentais obtidos para o experimento com o PVC. a) Temperaturas T_{e1} e T_{e2} . b) Fluxos de calor Q_{e1} e Q_{e2} .

A Fig. 6.4 detalha os valores de fluxo de calor $\phi_e(t)$ e temperatura $\theta_e(t)$ aplicados ao Modelo Diferença.

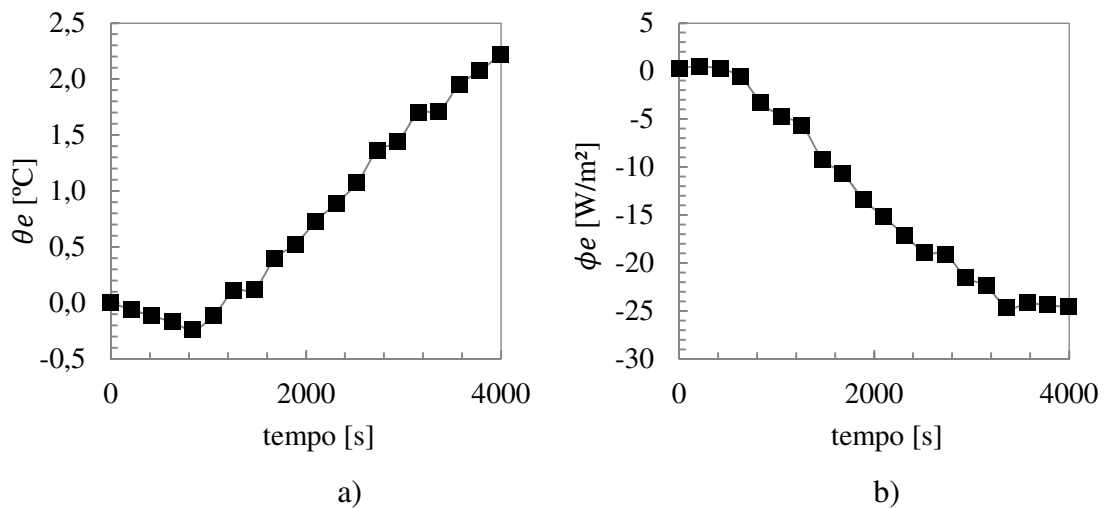


Figura 6.4 – Sinais aplicados ao Modelo Diferença. a) Temperatura θ_e . b) Fluxo de calor externo ϕ_e .

De posse dos valores de temperatura $\theta_e(t)$ e fluxo de calor $\phi_e(t)$ experimentais, as propriedades térmicas da carcaça serão obtidas a partir do Modelo Diferença. A determinação da difusividade térmica α e do fluxo de calor interno $\phi_i(t)$ se faz por meio da avaliação das fases φ do modelo $Z_e(f)$, obtido pela aplicação da transformada de Fourier discreta nos sinais

de temperatura $\theta_e(t)$ e fluxo de calor externo $\phi_e(t)$. A Fig. 6.5 mostra as fases típicas do modelo dinâmico $Z_e(f)$ obtido para um experimento com o PVC.

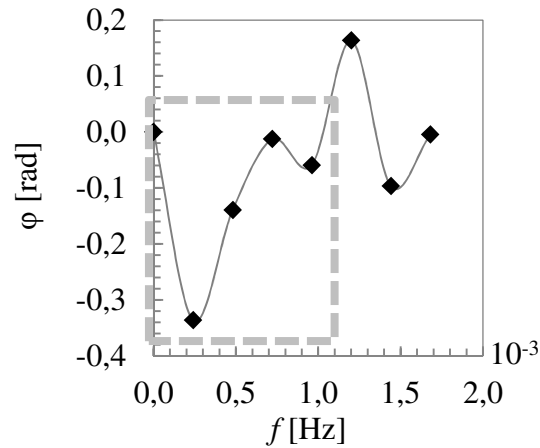


Figura 6.5 – Fases típicas da função transferência $Z_d(f)$.

Para identificar as frequências aplicadas à estimativa da difusividade térmica α e do fluxo de calor $\phi_i(t)$, é realizado o estudo da sensibilidade $S_{\varphi,f}$ (Eq. 3.9) apresentadas na Fig. 6.6.

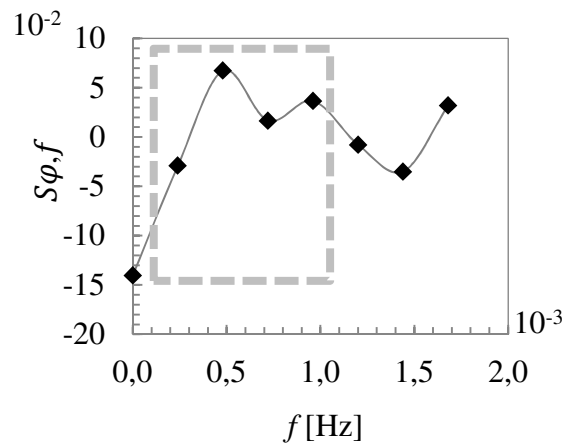


Figura 6.6 – Sensibilidade $S_{\varphi,f}$ obtidas para um experimento padrão.

O estudo da sensibilidade $S_{\varphi,f}$, apresentada na Fig. 6.6, define que o intervalo de frequências com maiores valores está compreendido entre $2,4 \times 10^{-4} \leq f \leq 9,6 \times 10^{-4}$. Os intervalos utilizados para estudo da sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$ são apresentados na Tab. 6.2. A partir da seleção das frequências é calculada a sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$, descrita pela Eq. (3.12), com os valores apresentados na Fig. 6.7.

Tabela 6.2 – Intervalos de frequências para análise para $S_{E(\phi_i^*)}$ para o experimento com o PVC.

Intervalo I_f	Frequências [Hz]	
	Inicial	Final
I_1	$2.4 * 10^{-4}$	$2.4 * 10^{-4}$
I_2		$4.8 * 10^{-4}$
I_3		$7.2 * 10^{-4}$
I_4		$9.6 * 10^{-4}$

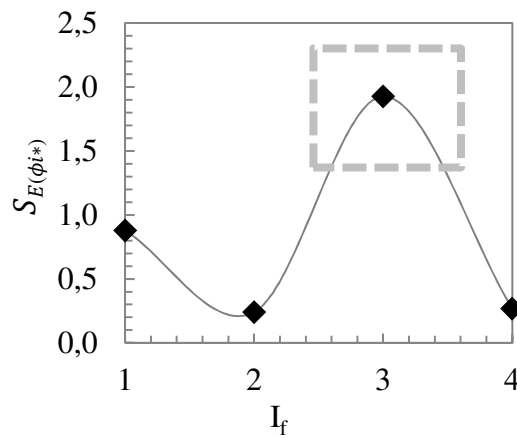


Figura 6.7 – Sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$ para diferentes intervalos de frequência.

A Fig. 6.7 mostra que o maior valor para $S_{E(\phi_i^*)}$ ocorre no terceiro intervalo ($2.4 \times 10^{-4} \leq f \leq 7.2 \times 10^{-4}$), sendo este aplicado para a determinação do fluxo de calor $\phi_i(t)$ e difusividade térmica α . A Fig. 6.8 mostra a dependência entre os valores do fluxo de calor $\phi_i^*(t)$ e a difusividade térmica α , além dos valores obtidos para a função $E_{\phi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ para diferentes valores de fluxo de calor $\phi_i^*(t)$. Esta dependência na estimativa da difusividade térmica e de $\phi_i(t)$ ocorre uma vez que são conhecidas apenas as condições de contorno da face externa do modelo térmico aplicado. Deste modo, alterando a condição não conhecida (fluxo de calor $\phi_i^*(t)$ da face interna), somente a estimativa de propriedades termofísicas diferentes podem resultar nas temperaturas externas obtidas ao longo do experimento.

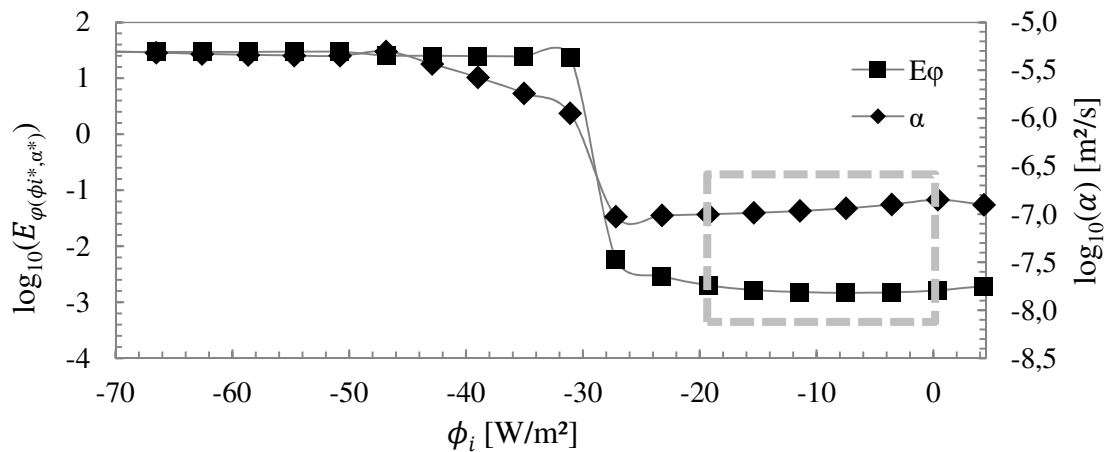


Figura 6.8 – Difusividade térmica e $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ obtidos para diferentes valores de fluxos de calor $\phi_i^*(t)$.

O valor para o fluxo de calor $\phi_i(t)$ é estimado a partir do mínimo global da função $E_{\varphi(\phi_i^*, \alpha^*)}$ por meio da Evolução Diferencial, cujos parâmetros aplicados são apresentados na Tab. 6.3. Avaliando a Fig. 6.8, percebe-se que para cada valor de $\phi_i(t)$ aplicado ao modelo para determinação da difusividade térmica, um valor diferente para a mesma é encontrado. Devido a esta dependência linear entre o fluxo de calor $\phi_i(t)$ e a difusividade térmica α , esta é estimada de forma simultânea à $\phi_i(t)$.

Tabela 6.3 – Valores aplicados à solução da Evolução Diferencial.

Parâmetros	Faixa
<i>itermax</i>	100
<i>repmax</i>	25
<i>NP</i>	15
<i>CR</i>	0,4
<i>F</i>	0,8
Estratégia	7

Determinada a difusividade térmica α e o fluxo de calor $\phi_i(t)$, a condutividade térmica k da amostra é obtida por meio da minimização de E_k , definida pela Eq. (3.14), por meio da solução do Modelo Diferença no domínio do tempo. A Fig. 6.9 detalha o comportamento da Eq. (3.14), confirmando a presença de apenas um mínimo ao longo do intervalo de busca, confirmando a aplicação do método de otimização unidimensional proposto.

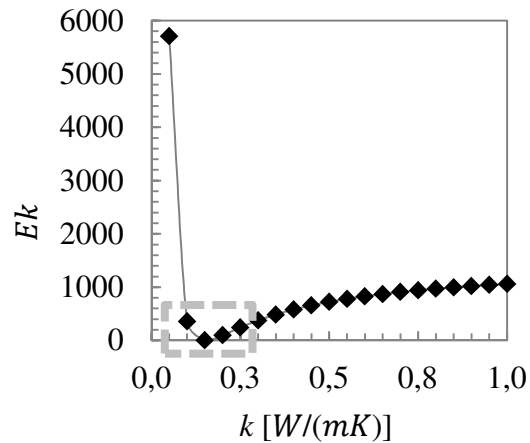


Figura 6.9 – Função E_k com relação à variação da condutividade térmica

Foram realizados quatorze conjuntos de experimentos, compostos de cinco testes cada, submetidos a diferentes fluxos de calor interno e temperaturas ambientes. Aplicando-se o princípio de Chauvenet (Doebelin, 1990) aos valores estimados para as propriedades termofísicas em cada grupo de experimentos, foram obtidos os valores apresentados na Fig. 6.10, e detalhados na Tab. 6.4.

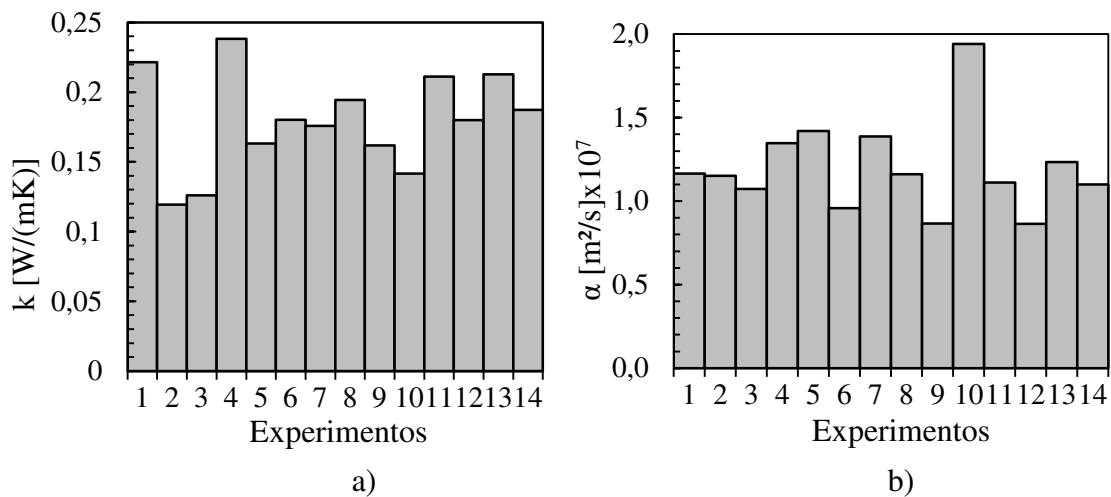


Figura 6.10 – Propriedades termofísicas calculadas para cada experimento. a) Condutividade térmica. b) Difusividade térmica.

Tabela 6.4 – Valores determinados de α e k para cada experimento

Experimento	α (m ² /s) x 10 ⁷	k (W/(mK))
1	1.17	0.22
2	1.15	0.12
3	1.07	0.13
4	1.35	0.24
5	1.42	0.16
6	0.96	0.18
7	1.39	0.18
8	1.16	0.19
9	0.87	0.16
10	1.94	0.14
11	1.11	0.21
12	0.86	0.18
13	1.23	0.21
14	1.10	0.19

Estatisticamente são obtidos os valores médios de 1.19×10^{-7} m²/s e 0.18 W/mK para a difusividade e a condutividade térmica, respectivamente. A Tab. 6.5 compara os valores obtidos neste trabalho com valores encontrados na literatura (Borges, 2008). A incerteza foi definida com 95% de confiança.

Tabela 6.5 – Comparativo entre valores de α e k

	Presente Trabalho (a 25°C)	Borges (2008) (a 30°C)	Goodfellow (2014) (a 23°C)	IPT (2004) (a 26°C)	Efunda (2016)
α (m ² /s) x 10 ⁷	1.19 (\pm 0.158)	1.157	1.143	-	-
k (W/(mK))	0.18 (\pm 0.002)	0.159	0.12 – 0.25	0.16	0.125 - 0.167

Encontradas as propriedades termo físicas da carcaça, o fluxo de calor interno $Q_i(t)$ é obtido por meio da solução simultânea dos dois problemas térmicos formados pelos sensores térmicos, e minimizando a Eq. 3.17. A Fig. 6.11 mostra o comportamento da equação E_Q dentro do intervalo de busca do fluxo de calor interno $Q_i(t)$.

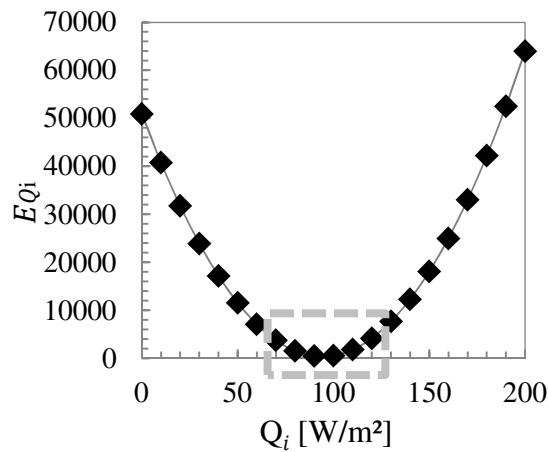


Figura 6.11 – Evolução da função E_{Qi} conforme variação do fluxo de calor $Q_i(t)$.

O fluxo de calor interno fornecido ao experimento permanece quase constante ao longo do experimento, variando conforme o elemento aquecedor eleva sua temperatura, até atingir um valor constante. Devido à ausência de um sistema de controle, a potência aplicada ao elemento aquecedor pode apresentar pequenas variações dentro de cada grupo de experimentos. A Tab. 6.6 apresenta os fluxos de calor $Q_i(t)$ médios experimentais e calculados por meio da técnica para cada grupo, juntamente com o erro relativo entre eles. Percebe-se que, mesmo considerando constante o valor para os fluxos de calor experimentais ao longo do experimento, o erro relativo máximo foi menor que 10%.

Tabela 6.6 – Comparativo entre valores experimentais e calculadas para o fluxo de calor interno $Q_i(t)$

Experimento	Q_i [W/m ²]		Erro (%)
	Experimental	Calculada	
1	317.78	348.67	9.72
2	61.65	65.78	6.70
3	195.54	204.35	4.51
4	252.32	277.52	9.99
5	126.35	134.22	6.23
6	314.83	337.93	7.34
7	156.47	153.77	1.73
8	427.32	460.82	7.84
9	115.07	115.66	0.51
10	306.19	289.65	5.40
11	85.80	80.88	5.73
12	42.75	40.54	5.18
13	159.99	162.54	1.59
14	27.25	25.74	5.56

Uma vez calculadas as propriedades térmicas, e as condições de contorno interna e externa, é possível o determinar a temperatura interna da carcaça. As Fig. 6.12 e Fig. 6.13 apresentam, respectivamente, o comportamento das temperaturas internas experimental e calculada a partir dos parâmetros encontrados pela técnica proposta os experimentos com o PVC para o menor e o maior fluxo de calor aplicados (experimentos nº 14 e nº 8).

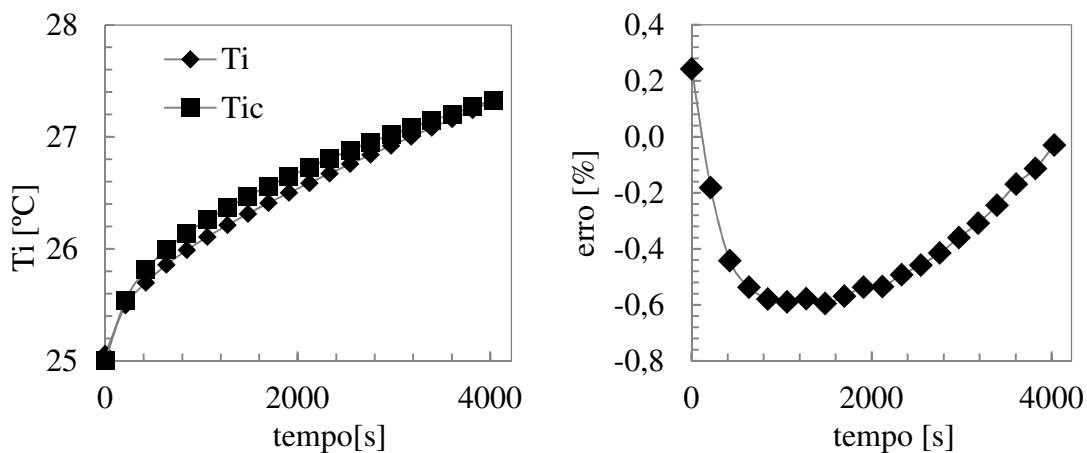


Figura 6.12 – Temperaturas internas $T_i(t)$ para o experimento nº 14. a) Experimental e calculada. b) Erro relativo.

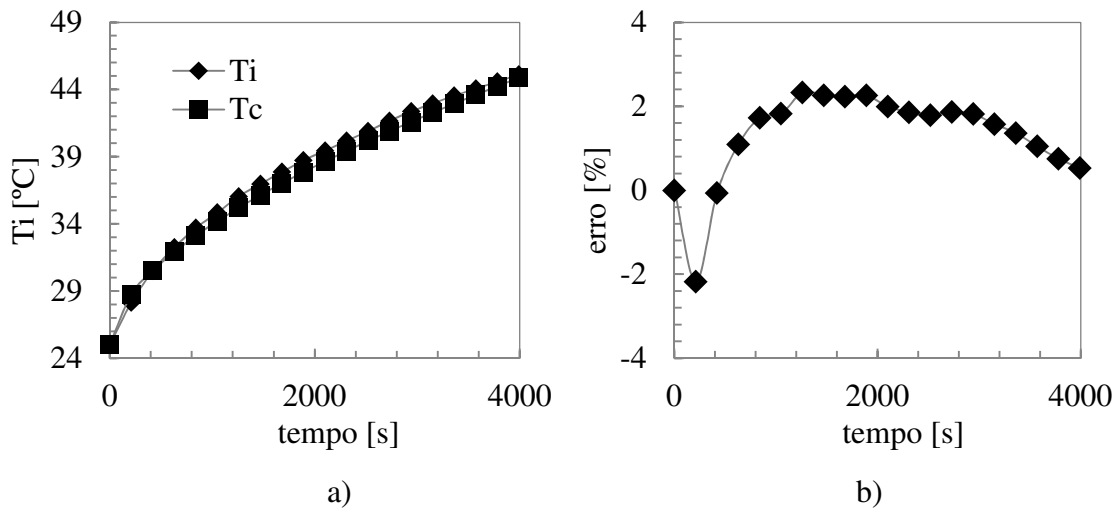


Figura 6.13 – Temperaturas internas $T_i(t)$ para o experimento nº 8. a) Experimental e calculada. b) Erro relativo.

6.2. DETERMINAÇÃO DE α E k PARA O AÇO MICROLIGADO

Para avaliação da técnica em materiais com propriedades metálicas foram utilizadas amostras de aço microligado DIN 38MnSiVS5, produzido pela Empresa Villares, tendo sua composição deste aço detalhada na Tab. 6.7.

Tabela 6.7 – Composição do aço microligado DIN 38MnSiVS5.

Composição	C	Si	Mn	S	P	Cr	V	N
%	0,38	0,68	1,50	0,06	0,022	0,18	0,11	0,006

A escolha deste material se deve ao fato das amostras utilizadas já tiveram suas propriedades termofísicas determinadas por Souza (2009) aplicando técnica diferente. Devido à limitação geométrica imposta pelas amostras utilizadas, a montagem experimental foi realizada de forma diferente, conforme Fig. 6.14, onde S_1 e S_2 são os sensores térmicos instalados sobre as amostras de mesmas dimensões.

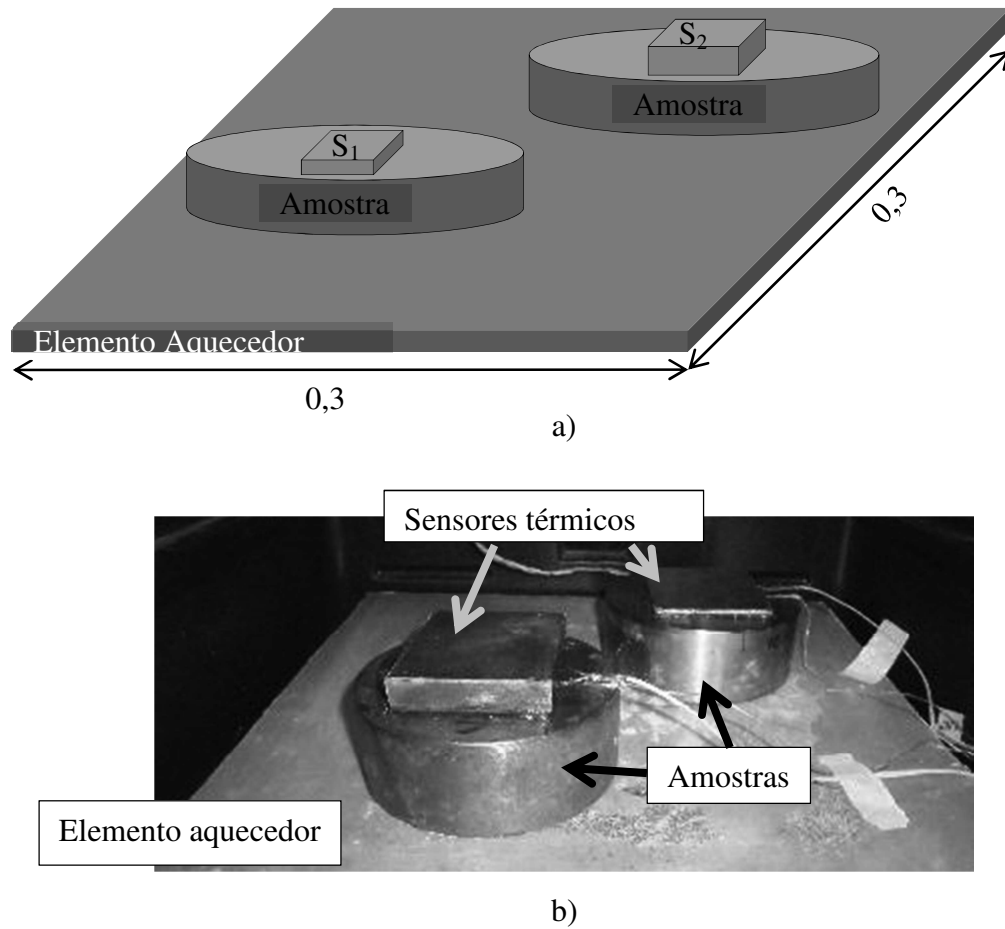


Figura 6.14 – Experimento realizado para aço microligado. a) Esquema. b) Montagem experimental.

As dimensões das amostras e dos sensores, e os parâmetros experimentais aplicados aos experimentos, são descritos na Tab. 6.8.

A Fig. 6.15 mostra o fluxo de calor fornecido pelo elemento aquecedor ao experimento, medido pelo sistema de aquisição.

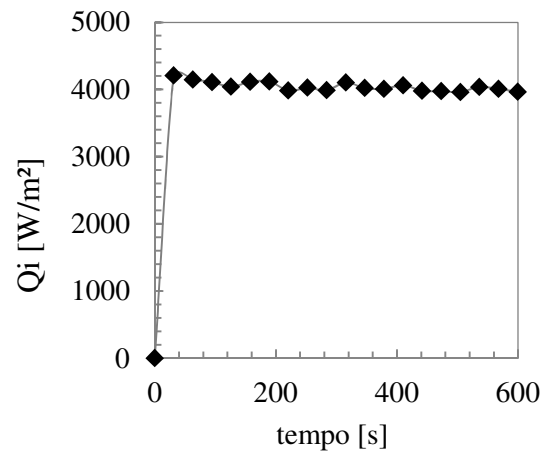


Figura 6.15 – Fluxo de calor fornecido pelo elemento aquecedor.

Tabela 6.8 – Parâmetros experimentais para o aço microligado DIN 38MnSiVS5.

<i>Amostra</i>		
Material		AÇO MICROLIGADO
Dimensões das amostras [m]	ϕ	0,05
	z	0,0386
<i>Sensores</i>		
Material		Cobre
Difusividade térmica [m^2/s] * 10^7		142
Condutividade térmica [$W/(mK)$]		398
Dimensões do sensor 1 [m]	x	0.05
	y	0.05
	z (e_1)	0.002
Dimensões do sensor 2 [m]	x	0.05
	y	0.05
	Z (e_2)	0.006
<i>Dados experimentais</i>		
Intervalo de aquisição [s]		1
Duração do experimento [s]		635
Numero de pontos		635
Temperatura média [°C]		25
Dimensões da resistência [mxm]		0.3 x 0.3

A Fig. 6.16 apresenta os sinais referentes às temperaturas $T_{e1}(t)$ e $T_{e2}(t)$, e fluxos de calor $Q_{e1}(t)$ e $Q_{e2}(t)$ obtidos experimentalmente na superfície externa das amostras. Do mesmo modo, a Fig. 6.17 detalha os valores de fluxo de calor $\phi_e(t)$ e temperatura $\theta_e(t)$ aplicados à técnica.

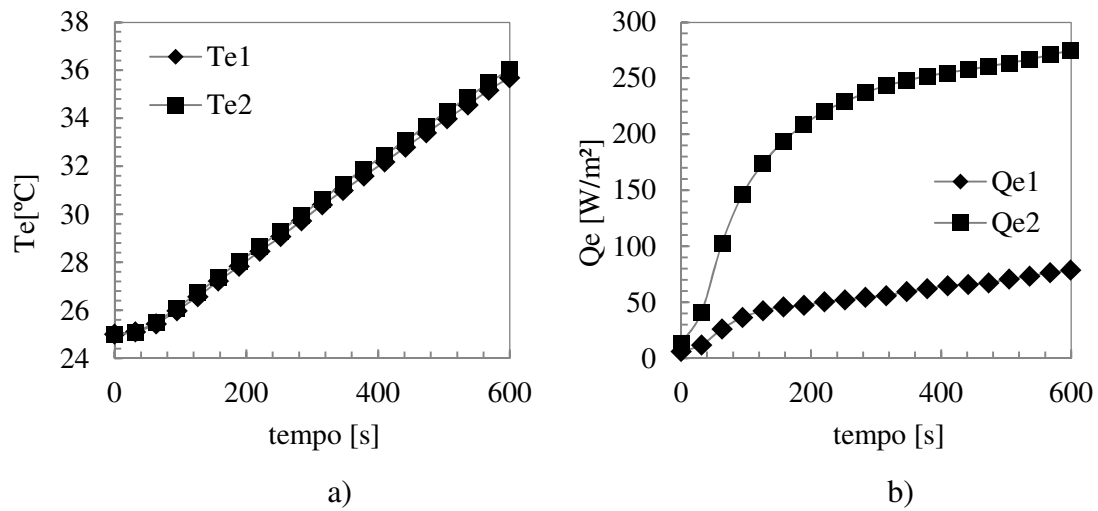


Figura 6.16 – Parâmetros experimentais obtidos. a) Temperatura. b). Fluxo de calor

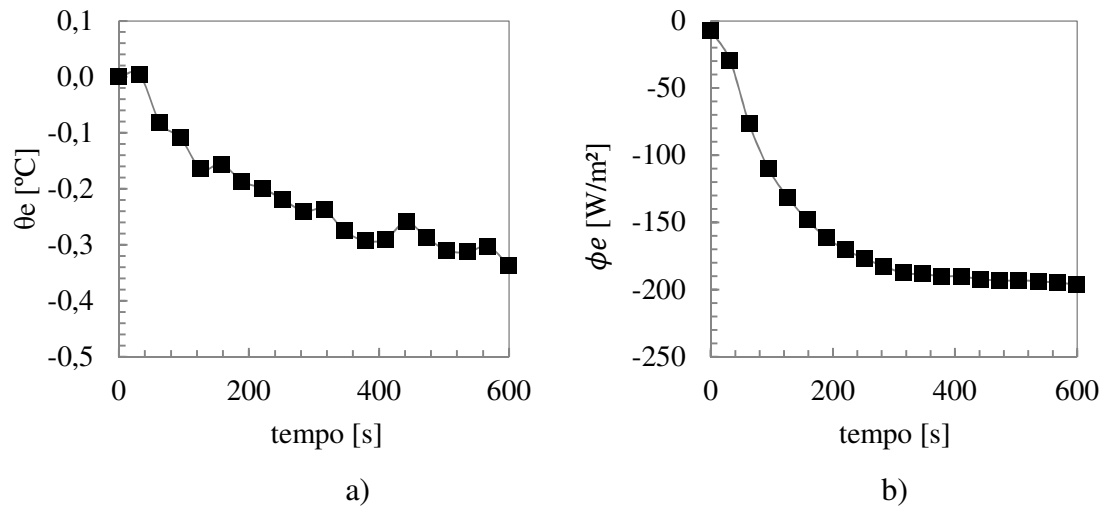


Figura 6.17 – Diferenças aplicadas ao Modelo Diferença. a) Fluxo de calor. b) Temperatura

As fases obtidas para o modelo dinâmico $Z_e(f)$ para um experimento típico com o aço microligado podem ser vistas na Fig. 6.18.

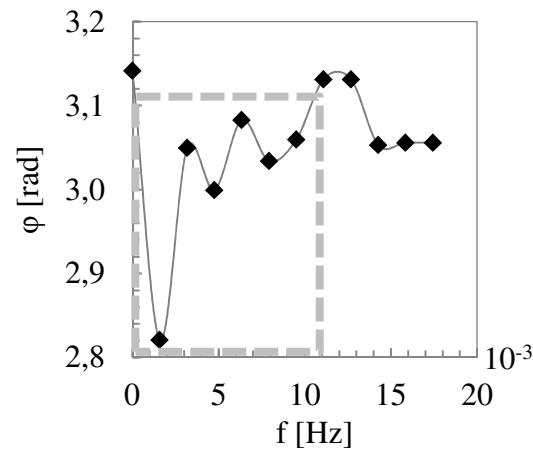


Figura 6.18 – Fases típicas da função transferência $Z_d(f)$.

A avaliação da sensibilidade $S_{\varphi,f}$ (Fig. 6.19) mostra que as frequências que cumprem os critérios de estudo estão compreendidas no intervalo $1,58 * 10^{-3} \leq f \leq 11,1 * 10^{-3}$. Identificado os intervalos conforme a Tab. 6.9, a sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$ apresentada na Fig. 6.19 apresenta o intervalo I_5 como aquele a ser aplicado à técnica.

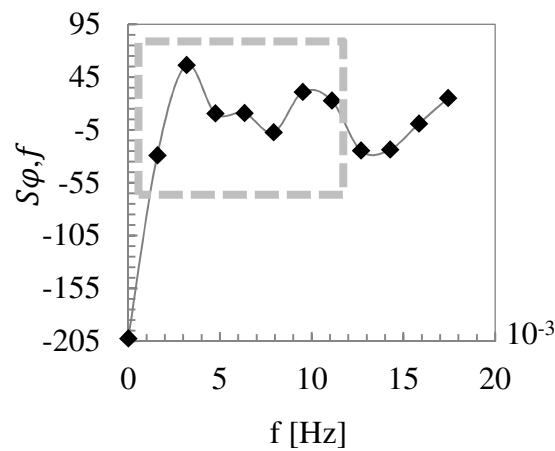


Figura 6.19 – Sensibilidade $S_{\varphi,f}$ obtida para um experimento padrão para o aço microligado.

Tabela 6.9 – Intervalos de análise da sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$ para o experimento com aço microligado.

Intervalo I_f	Frequências [Hz]	
	Inicial	Final
I_1	$1.58 * 10^{-3}$	$1.58 * 10^{-3}$
I_2		$3.17 * 10^{-3}$
I_3		$4.75 * 10^{-3}$
I_4		$6.34 * 10^{-3}$
I_5		$7.92 * 10^{-3}$
I_6		$9.51 * 10^{-3}$
I_7		$11.1 * 10^{-3}$

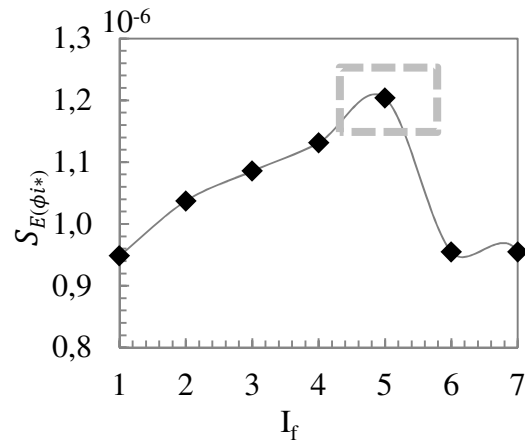


Figura 6.20 – Sensibilidade $S_{E(\phi_i^*)}$ para diferentes intervalos de frequência.

A relação entre a difusividade térmica α e o fluxo de calor ϕ_i para o experimento com o aço microligado, juntamente com o comportamento da $E_{\varphi(\phi, \alpha)}$ (Eq. 3.8), é apresentada na Fig. 6.21.

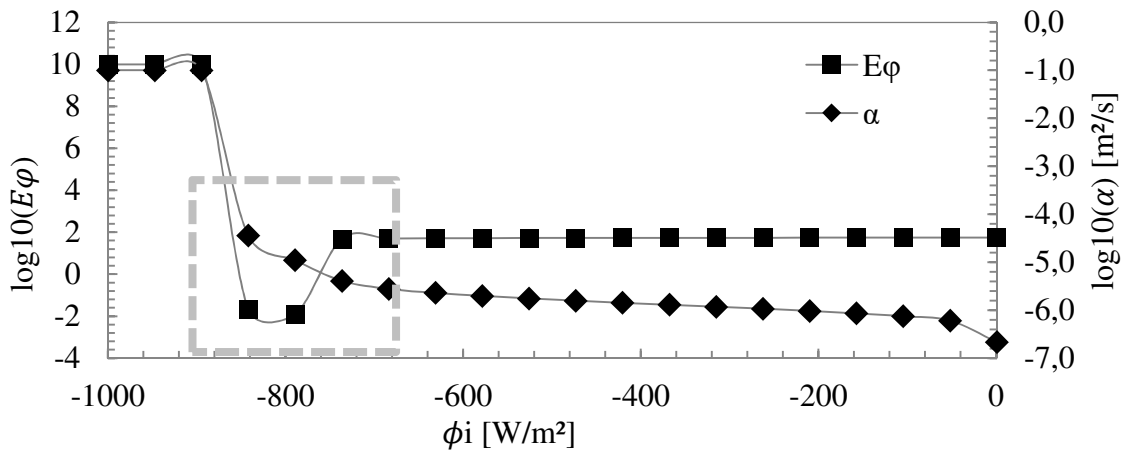


Figura 6.21 – Difusividade térmica e $E_{\phi(\phi,\alpha)}$ obtidos para diferentes valores de fluxo ϕ_i^* .

Definida a difusividade térmica α e o fluxo de calor ϕ_i^* a partir da minimização da função $E_{\phi(\phi,\alpha)}$ por meio da Evolução Diferencial, a condutividade térmica é determinada pela minimização de E_k (Eq. 3.14), por meio do método da Seção Aurea. A Fig. 6.22 mostra o comportamento da função E_k ao longo da variação da condutividade térmica k . A área destacada apresenta o mínimo desta função, onde é definido o valor estimado para a condutividade térmica.

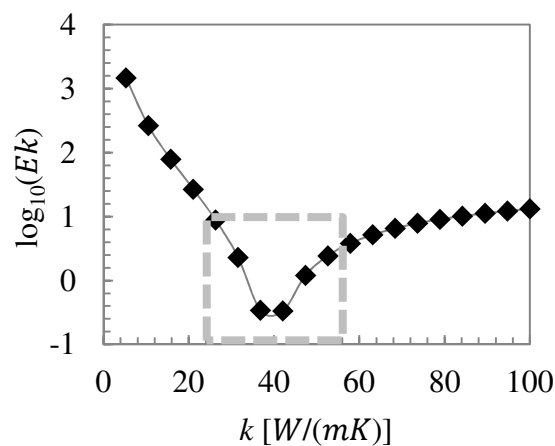


Figura 6.22 – Função E_k com relação à variação da condutividade térmica

Repetindo o experimento para vinte conjuntos de experimentos, compostos de cinco amostras cada, onde são aplicadas diferentes condições ambientais e de fluxo de calor fornecido pelo elemento aquecedor, são obtidos os valores médios para difusividade e

condutividade térmica em cada conjunto de experimentos apresentados no histograma da Fig. 6.23, sendo estes valores detalhados na Tab. 6.10.

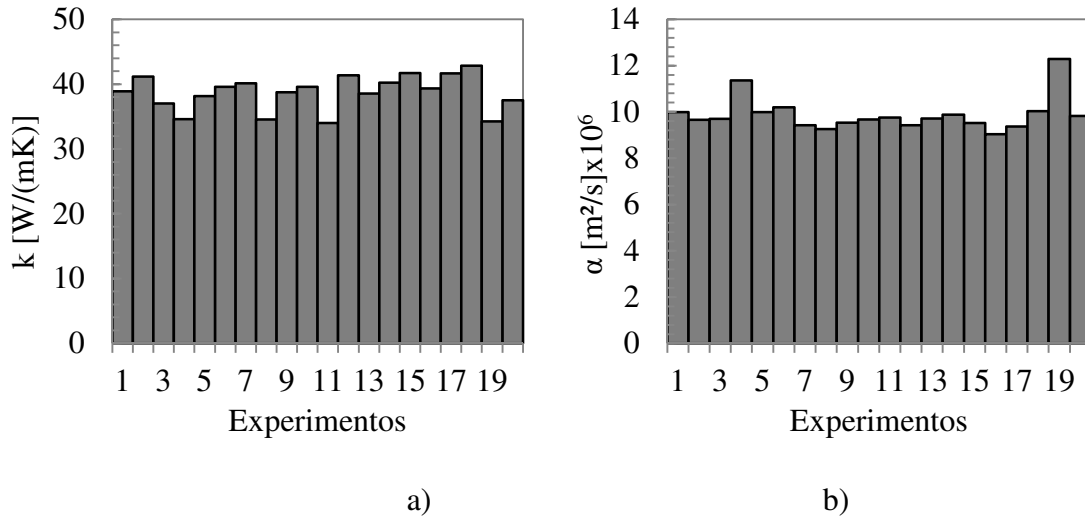


Figura 6.23 – Propriedades térmicas calculadas para o aço microligado. a) Condutividade térmica. b) Difusividade térmica.

Tabela 6.10 – Valores determinados de α e k para cada experimento

Experimento	α (m^2/s) $\times 10^6$	k (W/(mK))
1	9.99	38.89
2	9.66	41.15
3	9.70	37.01
4	11.36	34.58
5	9.99	38.16
6	10.19	39.60
7	9.42	40.12
8	9.26	34.54
9	9.53	38.74
10	9.67	39.58
11	9.75	33.98
12	9.42	41.34
13	9.71	38.52
14	9.88	40.22
15	9.53	41.72
16	9.04	39.36
17	9.37	41.66
18	10.04	42.86
19	12.28	34.25
20	9.83	37.49

Os valores médios da difusividade e a condutividade térmica são, respectivamente, $9,88 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ e $38,69 \text{ W}/(\text{mK})$. A Tab. 6.11 apresenta uma comparação entre os valores obtidos neste trabalho com valores encontrados na literatura (Souza, 2009).

Tabela 6.11 – Comparativo entre valores de α e k

	Presente Trabalho (a 25°C)	Souza (2009) (a 30°C)	Chaudhuri <i>et al.</i> (2002)
$\alpha \text{ (m}^2/\text{s)} \times 10^6$	9.88 (± 0.34)	9.62	-
$k \text{ (W/mK)}$	38.69 (± 1.24)	40.58	27 - 41

De posse das propriedades termofísicas do aço microligado, é possível determinar o fluxo de calor na face interna. A Fig. 6.24 apresenta o comportamento da função E_Q dentro do intervalo de busca para um experimento padrão.

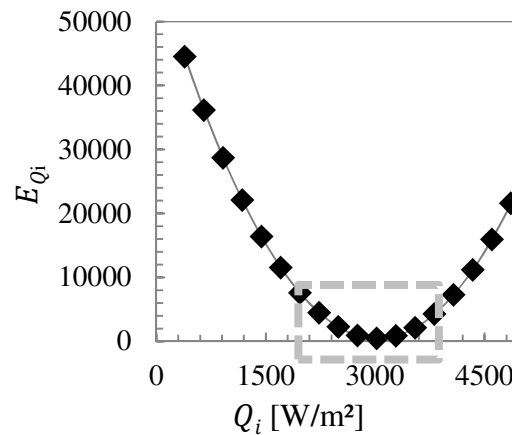


Figura 6.24 – Evolução da função E_Q conforme variação do fluxo de calor $Q_i(t)$.

Devido à forma na qual o experimento foi realizado, o fluxo de calor imposto na face interna das amostras não é o mesmo daquele fornecido pela resistência elétrica. Consequentemente, não é possível comparar os valores experimentais e calculados para o fluxo de calor $Q_i(t)$.

A Fig. 6.25 mostra as temperaturas experimentais e calculadas para o experimento com o aço microligado. A temperatura experimental interna apresentada é a média aritmética entre as temperaturas medidas na face interna de cada amostra.

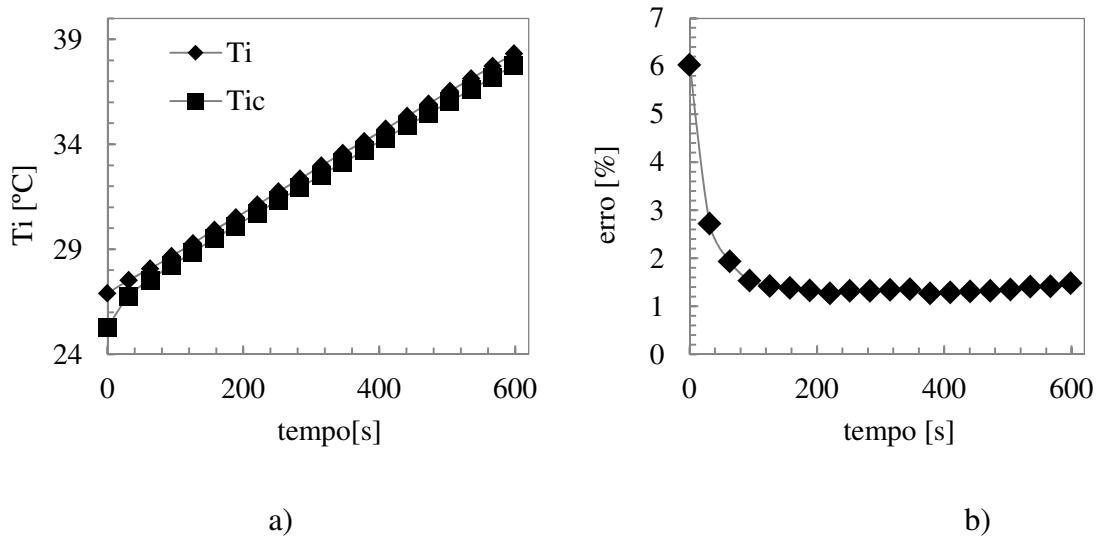


Figura 6.25 – Temperatura da face interna. a) Experimental e calculada. b) Erro relativo.

A validação do método é realizada por meio do estudo das temperaturas internas calculadas e experimentais, apresentadas na Fig. 6.25a. Avaliando o erro relativo (Fig. 6.25b), percebe-se que o mesmo atinge um valor máximo nos tempos iniciais do experimento, reduzindo ao longo do tempo. Tal comportamento pode ser explicado pela velocidade na qual o fluxo de calor é absorvido pela amostra, que ocorre principalmente por condução, dependendo da temperatura do elemento aquecedor e da amostra. No caso do modelo térmico o fluxo é imposto, atingindo o valor estimado de forma instantânea. Esta diferença na condição de contorno gera uma variação nas temperaturas experimentais e calculadas diferente nos instantes iniciais do experimento, se aproximando no decorrer do tempo.

CAPÍTULO VII

CONCLUSÕES

A ausência de sensores não invasivos para o monitoramento da temperatura interna de equipamentos industriais foi o grande motivador para o desenvolvimento deste trabalho.

Por meio de uma revisão bibliográfica detalhada, verificou-se que a técnica do *Dual Heat Flux* (Kitamura, 2010) combinada à de Borges (2008) poderiam resultar em uma técnica inovadora, não invasiva, capaz de estimar a temperatura interna e determinar de propriedades térmicas de equipamentos industriais.

Nesse sentido, desenvolveu-se técnica numérica-experimental que consistiu em dois sensores térmicos distintos fixados à superfície externa da uma amostra instrumentada. Além dos sensores, foram aplicados modelos térmicos computacionais no domínio do tempo e da frequência e técnicas de problemas inversos em transferência de calor para alcançar os objetivos propostos.

Por meio dos sensores foram coletadas informações na superfície externa da amostra, tais como: fluxo de calor e temperatura. Em seguida, por meio dos modelos térmicos, análises de sensibilidade e técnicas inversas foram estimadas as propriedades térmicas da amostra. De posse de tais informações, estimou-se a temperatura e o fluxo de calor interno.

Para tanto, foi concebido um modelo térmico unidimensional denominado “Modelo Diferença”, que consistiu basicamente na diferença entre parâmetros monitorados entre dois sensores distintos. Tal modelo proporcionou minimizar as influências do meio na solução do problema térmico. Além disso, reduziu significativamente o número de variáveis envolvidas.

Como a difusividade, condutividade térmica e fluxo de calor na face interna são parâmetros linearmente dependentes no domínio do tempo, a partir do “Modelo Diferença” o problema térmico foi resolvido inicialmente no domínio da frequência. Para estimar a difusividade térmica e do fluxo de calor foram resolvidos dois problemas inversos

simultâneos. No caso da condutividade térmica, foram aplicadas técnicas inversas no domínio do tempo. Finalmente, estimou-se a temperatura e o fluxo de calor interno.

Diferentes técnicas poderiam ser aplicadas na solução dos problemas inversos. Neste trabalho, adotou-se os métodos de otimização da Evolução Diferencial para estimar a difusividade térmica e o fluxo de calor. O uso de tal método é justificado pela presença de vários mínimos locais e um mínimo global que relaciona os parâmetros de interesse. A desvantagem foi o aumento o custo computacional quando comparado aos métodos determinísticos. Para estimar os demais parâmetros, cujas funções objetivo consistiam em apenas um mínimo global, aplicou-se o método de otimização da Seção Áurea devido sua simplicidade e facilidade de implementação.

A técnica proposta no presente trabalho foi avaliada por meio de dados simulados e neste caso foram consideradas amostras com as propriedades do aço inox AISI 304 e, posteriormente, do PVC. Os resultados obtidos foram bastante satisfatórios e motivaram a concepção e montagem de dois experimentos em laboratório. No primeiro, os sensores foram instalados em amostras cilíndricas de aço microligado DIN 38MnSiVS5. No segundo, em amostras retangulares de PVC. Ressalta-se que além da geometria, as amostras também possuíam dimensões distintas. Em ambos os casos, verificou-se que os valores estimados para a condutividade térmica e difusividade térmica estavam em conformidade com os valores preconizados na literatura. A temperatura e fluxo de calor interno também apresentaram boa concordância com os valores medidos experimentalmente.

Assim, a partir dos resultados obtidos, concluiu-se que a técnica proposta tem grande potencial para ser aplicada a uma ampla faixa de materiais sólidos (condutores e não condutores) e com diversos tamanhos e geometrias. Verificou-se ainda que a técnica pode ser aplicada em laboratório, com ambiente controlado, ou em campo. Em ambos os casos não há necessidade de destruir ou modificar a geometria da amostra. Na indústria, a técnica poderia ser aplicada *in situ* para determinar as propriedades térmicas, bem como a temperatura e o fluxo de calor na face interna no equipamento. Como possíveis aplicações industriais citam-se: paredes externas de fornos e tubulações, carcaças de motores elétricos e mancais.

Durante o desenvolvimento dos sensores foram encontradas dificuldades relacionadas à escolha do material a ser aplicado na cobertura e suas dimensões. Além disso, forma encontradas dificuldades quanto a escolha dos transdutores de fluxo de calor e fixação dos sensores na superfície. Com relação à cobertura foram testadas diversas combinações entre as espessuras aplicadas nos sensores 1 e 2, de modo a fornecer sensibilidade ao Modelo

Diferença, sem afetar as trocas térmicas da amostra com o meio. Materiais com diferentes propriedades térmicas foram avaliados na construção da cobertura, com propriedades isolantes e metálicas. Verificou-se que coberturas com características isolantes afetavam a distribuição térmica na região logo abaixo dos sensores, gerando um processo de transferência de calor tridimensional. Já para coberturas construídas de materiais condutores, o perfil térmico abaixo dos sensores se aproximou de um problema unidimensional, possibilitando aplicação da técnica.

Para a medição do fluxo de calor na face externa foram utilizados transdutores de fluxo de calor tangenciais, que apresentam como características alta sensibilidade e reduzida resistência térmica. Tais características proporcionaram uma medição mais acurada.

Para fixação dos sensores na superfície externa e união dos componentes constituintes foram aplicados cola silicone e graxa automotiva. Tais materiais formam películas finas entre as partes envolvidas e geram pouca interferência nas leituras realizadas pelos sensores.

Com relação aos modelos térmicos e técnicas inversas, uma das principais dificuldades encontradas foi o desenvolvimento da metodologia para a estimativa do fluxo de calor interno aplicado ao Modelo Diferença, e da difusividade térmica. A aplicação de métodos de otimização multivariáveis para determinação simultânea das duas propriedades apresentava alto custo computacional, devido à utilização de técnicas heurísticas multivariáveis e baixa sensibilidade ocorrida nos modelos aplicados. Com o uso de dois modelos computacionais, um unicamente para determinação da difusividade térmica, e outro para o fluxo de calor em função da difusividade, resolvidos de forma simultânea, o custo computacional foi reduzido substancialmente.

Outra dificuldade apresentada foi quanto a determinação das frequências a serem aplicadas para estimar a difusividade térmica e fluxo de calor, visto que cada combinação de frequências resulta em propriedades diferentes. O desenvolvimento de uma função sensibilidade global, combinado ao estudo da sensibilidade das frequências, permite escolher a faixa de frequências que resulte na estimativa correta dos parâmetros.

O estudo da relação entre as dimensões dos transdutores de fluxo de calor e das amostras proporcionaram uma avaliação mais detalhada nas condições experimentais. Verificou-se que a temperatura média superficial da amostra não pode ter seu valor alterado devido à instalação dos sensores. Tal condição é essencial para que a técnica propostas no presente trabalho seja aplicada.

Finalmente, para dar continuidade a esta pesquisa, são propostos os seguintes temas para estudo em trabalhos futuros:

- Aplicação da técnica em materiais e geometrias diferentes. Em certos casos, o efeito convectivo ocorrido nas faces laterais da amostra afetará o campo térmico abaixo dos sensores, influenciando nas leituras. Para estes casos pode ser necessária uma modelagem diferente ou a adição de um fator de correção;
- Uso de outros materiais e de diferentes dimensões na construção dos sensores térmicos, reduzindo seu volume;
- Desenvolvimento de um equipamento eletrônico que permita a aplicação embarcada da técnica;
- O uso da técnica proposta para determinação *in situ* das propriedades térmicas em ambiente industrial, avaliando as características termofísicas dos materiais aplicados na construção de carcaças de motores e mancais, tubulações, fornos e quaisquer outras aplicações;
- Ainda na área industrial, sugere-se a avaliação da técnica para monitoramento contínuo da temperatura interna de processos, como substituto de outros métodos, como a termografia infravermelho, permitindo estimar a temperatura interna com menores incertezas;
- A técnica pode ser aplicada como ferramenta para controle preventivo e preditivo na análise de desgaste de paredes refratárias de alto-fornos e isolamentos térmicos, ou deposição de material nas faces internas. Neste caso, pode-se estimar a variação da espessura, propriedades térmicas e temperatura interna a partir das informações monitoradas na face externa;
- Por se tratar de um método não invasivo, a técnica tem potencial para ser aplicada na área médica e identificar a temperatura interna e estimar as propriedades térmicas da pele de um paciente. Com o desenvolvimento de sensores de espessura reduzida, estes podem ser fixados ao corpo sob a forma de eletrodos ou anexados a roupa.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

3M SpotOn Temperature Monitoring System Model 370. Installation and Service Manual. Disponível em: < <http://multimedia.3m.com/mws/media/879812O/service-manual-english.pdf>>. Acesso em 12/01/2014.

AHSAN, S.; RAHMAN, M. A.; KANECO, S.; KATSUMATA, H.; SUZUKI, T.; OHTA, K. **Effect of temperature on wastewater treatment with natural and waste materials.** Clean Technologies and Environmental Policy, v. 7, n. 3, p. 198-202, 2005.

ALLEGRETTI, G.; SACCOMANDI, P.; GIURAZZA, F.; CAPONERO, M. A.; FRAUENFELDER, G.; DI MATTEO, F. M.; SCHENA, E. **Magnetic resonance-based thermometry during laser ablation on ex-vivo swine pancreas and liver.** Medical engineering & physics, v. 37, n. 7, p. 631-641, 2015.

ASTM C177-04. **Standard test method for steady state heat flux measurements and thermal transmission properties by means of the Guarded-Hot-Plate apparatus.**

ATALLAH, L.; BONGERS, E.; LAMICHHANE, B.; BAMBANG OETOMO, S. **Unobtrusive monitoring of neonatal brain temperature using a zero-heat-flux sensor matrix.** IEEE Journal of Biomedical and Health Informatics, vol. 20, no. 1, Jan. 2016

ARTHUR, R. M.; STRAUBE, W. L.; TROBAUGH, J. W.; MOROS, E. G. **Non-invasive estimation of hyperthermia temperatures with ultrasound.** International of Journal Hyperthermia.vol.21, n. 6, p. 589-600, set. 2005.

AULD, B.A. **Acoustic Fields and Waves in Solids**, 2.ed. Wiley, 1990.421p.

BABU, S. K.; PRAVEEN, K. S.; RAJA, B.; DAMODHARAN, P.. **Measurement of thermal conductivity of fluid using single and dual wire transient techniques**. Measurement, v. 46, n. 8, p. 2746-2752, 2013.

BARP, A. M. **Metodologia de avaliação e de gerenciamento da incerteza de sistemas de medição de temperatura**. 2001. 133 f. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.

BLACKWELL, J. H. **A Transient Flow Method for Determination of Thermal Constants for Insulating Materials in Bulk**. Journal of Applied Physics, vol. 25, p. 137-144, 1954.

BECK, J. V.; COLE, K. D.; HAJI-SHEIKH, A.; LITKOUHI, B. **Heat Conduction Using Green's Functions**. Hemisphere Publishing Corporation, Washington D. C, USA. 1992.

BÉGOT, S.; KAUFFMANN, J. M. **Estimation of internal fuel cell temperatures from surface temperature measurements**. Journal of Power Sources, v. 178, n. 1, p. 316-322, mar. 2008.

BONNETT, A. H. **Operation temperature consideration and performance characteristics for IEEE 841 motors**. IEEE Transactions on Industry Applications. vol.37, n. 4, p.1120-1131, ago. 2001.

BORGES, V. L. **Um Sistema Dinâmico para a Identificação de Propriedades Termofísicas de Materiais Sólidos**. 2004. 105f. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Brasil.

BORGES, V. L. **Desenvolvimento do método de aquecimento plano parcial para a determinação simultânea de propriedades térmicas sem o uso de transdutores de fluxo de calor**. 2008. 129 f. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Brasil.

BOUÉ, C; HOLÉ, S. **Infrared thermography protocol for simple measurements of thermal diffusivity and conductivity.** *Infrared Physics & Technology*, v. 55, n. 4, p. 376-379, 2012.

CERNUSCHI, F.; FIGARI, A.; FABBRI, L. **Thermal wave interferometry for measuring the thermal diffusivity of thin slabs.** *Journal of materials science*, v. 35, n. 23, p. 5891-5897, 2000.

CEZARIO, C. A.; VERARDI, M.; BORGES, S. S.; SILVA, J. C.; OLIVEIRA, A. A. M. **Transient thermal analysis of an induction electric motor.** *Proceedings of COBEM 2005, 18th International Congress of Mechanical Engineering*, November 6–11, 2005, Ouro Preto, MG, Brazil, 2005, pp. 1–8.

CHAUDHURI, S. P.; MAHANTI, R. K.; SIVARAMAKRISHNAN, C. S.; & SINGH, M. P. **Physical properties of some thermomechanically processed microalloyed steels.** *Materials & design*, v. 23, n. 5, p. 489-496, 2002.

COOLEY, J. W.; TUKEY, J. W. **An algorithm for machine calculation of complex Fourier series.** *Mathematics of computing*, reprinted 1972. *Digital signal processing*. IEEE Press, New York, NY, p. 223-227, 1965.

CUI, Y.; WU, G.; GAO, G.; LUO, Y.; CAO, K. **Analysis and Calculation of Three-dimensional Temperature Field of Inverter-fed Traction Motor.** *Journal of Modern Mathematics Frontier*, vol. 1, n. 1, p.1-5. 2012

DAMES, C; CHEN, G. **1ω , 2ω , and 3ω methods for measurements of thermal properties.** *Review of Scientific Instruments*, v. 76, n. 12, p. 124902, 2005.

DE PODESTA, M.; SUTTON, G.; UNDERWOOD, R.; LEGG, S.; & STEINITZ, A. **Practical acoustic thermometry with acoustic waveguides.** *International Journal of Thermophysics*, v. 31, n. 8-9, p. 1554-1566, 2010.

DOEBLIN, E. O. **Measurement Systems: Application and Design**. International Student Edition, Mcgrall-Hill 4^a ed.

DUBOIS, S.; LEBEAU, F. **Design, construction and validation of a guarded hot plate apparatus for thermal conductivity measurement of high thickness crop-based specimens**. Materials and Structures, v. 48, n. 1-2, p. 407-421, 2015.

eFunda, Inc. **Vinyl polymers and copolymers**. Disponível em: <http://www.efunda.com/materials/polymers/properties/polymer_datasheet.cfm?MajorID=PV&MinorID=3>. Acesso em 04/01/2016

ESHKAGHI, Y.; NASR, V.; PARRA-SANCHEZ, I.; VAN DUREN, A.; BOTHAM, M.; SANTOSCOY, T.; SESSLER, D. I. **An evaluation of a zero-heat-flux cutaneous thermometer in cardiac surgical patients**. Anesth Analg. vol. 119 n. 3, p. 543-9. Set, 2014. doi: 10.1213 / ANE.00000000000000319

Exergen Corporation. **Measuring Tire Tread Internal Temperature**. Disponível em: <http://www.exergen.com/industrial/irtc/technotes/technote_088.html>. Acesso em 19/03/2012

FOX, R. H.; SOLMAN, A. J. **A new technique for monitoring the deep body temperature in man from the intact skin surface**. The Journal of Physiology, vol. 212, n. 2, p. 8-10, jan.1971

FOX, R. H.; SOLMAN, A. J.; ISAACS, R.; FRY, A. J.; McDONALD, I. C. **A new method for monitoring deep body temperature from the skin surface**. Clinical Science, vol. 44, n. 1, p. 81-6, fev.1973.

GONÇALVES, M. G. **Monitoramento e controle de processos**, 2. Rio de Janeiro, Petrobras, Brasília, SENAI/ DN, 2003, 100 p.

GOODFELLOW CORPORATION. **Polyvinylchloride – Unplasticised (UPVC) Material Information.** Disponível em: < <http://www.goodfellow.com/E/Polyvinylchloride-Unplasticised.html>>. Acesso em 25/03/2014

GUIMARÃES, G. **Estimação de Parâmetros no Domínio da Frequência para a Determinação Simultânea da Condutividade e Difusividade Térmica.** 1993. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, Brasil

GUNGA, H. C.; SANDSUND, M.; REINERTSEN, R. E.; SATTTLER, F.; KOCH, J. **A non-invasive device to continuously determine heat strain in humans.** Journal of Thermal Biology, v. 33, n. 5, p. 297-307, jul. 2008.

GUNGA, H. C.; SANDSUND, M.; REINERTSEN, R. E.; SATTTLER, F.; KOCH, J. **The “Double sensor” – A new non-invasive device to measure continuously core temperature in humans.** In: XI Environmental Ergonomics, 2005, Proceedings from the 11th International Conference on Environmental Ergonomics, Ystad, Suécia, p. 286-289.

GUNGA, H. C.; WERNER, A.; STAHN, A.; STEINACH, M.; SCHLABS, T.; KORALEWSKI, E.; KUNZ, D.; BELAVÝ, D. L.; FELSENBURG, D.; SATTTLER, F.; KOCH, J. **The Double Sensor - A non-invasive device to continuously monitor core temperature in humans on earth and in space.** Respiratory Physiology & Neurobiology, vol. 169, p. 63-68, out. 2009.

GUPTA, L. A.; PEROULIS, D. **Wireless Temperature Sensor for Condition Monitoring of Bearings Operating Through Thick Metal Plates,** in Sensors Journal, IEEE , vol.13, no.6, pp.2292-2298, June 2013
doi: 10.1109/JSEN.2013.2251970

GUSTAFSSON, S. E. **Transient plane source techniques for thermal conductivity and thermal diffusivity measurements of solid materials.** Review of scientific instruments, v. 62, n. 3, p. 797-804, 1991.

HADI, S.; NISHITANI, M.; WIJAYANTA, A. T.; FUKUNAGA, T.; KURATA, K.; TAKAMATSU, H. **Contact measurement of thermal conductivity and thermal diffusivity of solid materials: Experimental validation of feasibility with a prototype sensor.** International Journal of Heat and Mass Transfer, v. 69, p. 256-263, 2014.

HAKVOORT, G.; VAN REIJEN, L. L.; AARTSEN, A. J. **Measurement of the thermal conductivity of solid substances by DSC.** Thermochemica acta, v. 93, p. 317-320, 1985.

HAYDEN, S.; DAMM, M.; KAPPE, C. O. **On the Importance of Accurate Internal Temperature Measurements in the Microwave Dielectric Heating of Viscous Systems and Polymer Synthesis.** Macromol. Chem. Phys.; 214: 423–434. doi: 10.1002/macp.201200449

HUAI, Y.; MELNIK, R. V. N.; THOGERSEN, P. B. **Computational analysis of temperature rise phenomena in electric induction motors.** Applied Thermal Engineering, vol. 23, n. 7, p. 779-795, mai. 2003.

HUANG, M.; CHEN, W. **Theoretical Simulation of the Dual-Heat-Flux Method in Deep Body Temperature Measurements.** Proceedings of the 32nd Annual International Conference of the IEEE Engineering in Medicine and Biology Society, 2010, Buenos Aires, Argentina, p. 561-564.

IBARRA, J. G.; TAO, Y.; XIN, H. **Combined IR imaging-neural network method for the estimation of internal temperature in cooked chicken meat.** Optical engineering, v. 39, n. 11, p. 3032-3038, 2000.

IHARA, I; TOMOMATSU, T. **In-situ measurement of internal temperature distribution of sintered materials using ultrasonic technique.** In: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. IOP Publishing, 2011. p. 022008.

Instituto de Pesquisas Tecnológicas - IPT. **Determinação de Condutividade Térmica,** IPT (2004). Relatório de Ensaio n°. 908637

JANNOT, Y.; BATSALE, J. C.; CHAUSI, B. **Study of a simple transient non-intrusive sensor for internal temperature estimation during food product freezing.** International Journal of Refrigeration, v.27. n. 6, p. 617-620, set. 2004.

Kinross Gold Corporation. **Relatório de Termografia Britagem-Planta II.**

KITAMURA, K.; ZHU, X.; CHEN, W.; NEMOTO, T. **Development of a new method for the noninvasive measurement of deep body temperature without a heater.** Medical Engineering & Physics, vol. 32, n. 1, p. 32: 1-6, jan. 2010.

KOESTOER, R. A. **Zero method heat flux sensor,** Sensors and Actuators, vol. 7, n. 3, , p. 145-151, jul. 1985.

KROTOV, E. V.; REYMAN, A. M.; MANSFELD, A. D.; VILKOV, V. A.; & ZHADOBOV, M. V. **Non-Invasive Acoustical Monitoring of The Internal Temperature of Biotissue-Like Media.** In: XIII Session of the Russian Acoustical Society. Moscow, August 25-29, 2003.

KROTOV, E. V.; REYMAN, A. M.; SUBOCHEV, P. V. **Account of frequency dependence of the acoustic absorption coefficient in solving problems of acoustic-brightness thermometry.** Radiophysics and quantum electronics, v. 49, n. 6, p. 432-441, 2006.

LAND, D. V. **An efficient, accurate and robust radiometer configuration for microwave temperature measurement for industrial and medical applications.** Journal of microwave power and electromagnetic energy, v. 36, n. 3, p. 139-154, 2001.

LEE, C. Y.; FANG, L. H.; SU, A.; LIU, Y. M.; LEE, C. J. **Real time interior water and thermal monitoring of fuel cell with micro 3-in-1 sensor.** Renewable Energy, v. 74, p. 517-522, 2015.

LEE, S. B.; HABETLER, T. G.; HARLEY, R. G.; GRITTER, D. J. **An evaluation of model-based stator resistance estimation for induction motor stator winding temperature monitoring.** Energy Conversion, IEEE Transactions on, v. 17, n. 1, p. 7-15, 2002.

LELE, A. F.; N'TSOUKPOE, K. E.; OSTERLAND, T.; KUZNIK, F.; RUCK, W. K. **Thermal conductivity measurement of thermochemical storage materials.** Applied Thermal Engineering, v. 89, p. 916-926, 2015.

LISA-Finite Element Technologies. LISAFEM, versão 8.0.0. Disponível em: <<http://lisafea.com/>>. Acesso em: 10 mai. 2014

LIMA E SILVA, S. M. M.; ONG, T. H.; GUIMARÃES, G, **Thermal Properties Estimation of Polymers Using Only One Active Surface,** Journal of the Brazilian Society Mechanical Sciences, 2003, vol. 25. n.9, pp. 9-14.

LIMA E SILVA, S. M. M.; LIMA E SILVA , A. L. F. **Estimation of thermal effusivity of polymers using the thermal impedance method.** Latin American applied research, v. 40, n. 1, p. 67-73, 2010.

MALIPATIL, A. S.; REDDY, P. R. **Thermal Stress Analysis of DC Motor using Finite Element Method.** In: International Journal of Engineering Research and Technology. ESRSA Publications, 2014.

MATZAN, E. **Detecting Premature Bearing Failure.** Machinery Lubrication Magazine, mai. 2007. Disponível em: <<http://www.machinerylubrication.com/Read/1041/detecting-bearing-failure>>. Acesso em: 2 jan. 2012

Meat Industry Guide. Disponível em: < <https://www.food.gov.uk/business-industry/meat/guidehygienemeat> >. Acesso em 12/08/2015.

MICHAEL MOORHEAD, C. THOMAS AVEDISIAN, ALEXANDER KAZIMIROV. **Determining the Thermal Conductivity of W/B4C Multilayer Structures Using Photothermal Deflection Spectroscopy** 10th AIAA/ASME Joint Thermophysics and Heat Transfer Conference. June

MULINA, B. H. O. **Desenvolvimento de um sistema eletrônico para monitoramento térmico de fornos industriais**. 2011. 91 f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

MURTHY, J. Y. **Numerical Methods in Heat, Mass, and Momentum Transfer**. 2002. Disponível em: <<https://engineering.purdue.edu/ME608/webpage/main.pdf>>. Acesso em: nov. 2013

NICOLAU, V. P.; GÜTHS, S.; SILVA, M. G. **Thermal conductivity and specific heat measurement of low conductivity materials using heat flux meters**. 16th European Conference on Thermophysical Properties, Londres, 2002, 9p.

OLIVEIRA, G. T. da S. **Estudo e aplicações da evolução diferencial**. 2006. 126 f. Dissertação (Mestrado)-Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2006.

ORDÓÑEZ-MIRANDA, J.; ALVARADO-GIL, J. J. **Determination of thermal properties for hyperbolic heat transport using a frequency-modulated excitation source**. International Journal of Engineering Science, v. 50, n. 1, p. 101-112, 2012.

PARKER, W. J.; JENKINS, R. J.; BUTLER, C. P.; ABBOTT, G. L. **Flash Method of Determining Thermal Diffusivity, Heat Capacity, and Thermal Conductivity**. Journal of Applied Physics, v.32, n.9, p.1679-1684, 1961.

PATANKAR, S. **Numerical heat transfer and fluid flow**. CRC press, 1980.

POLONIECKI J. G.; VIANOU, A.; MATHIOULAKIS, E. **Steady-state analysis of the zero-balance heat-flux meter**. Sensors and Actuators A: Physical, vol. 49, n. 1–2, p. 29-35, jun. 1995,

RAJESHWARI, K. V.; BALAKRISHNAN, M.; KANSAL, A.; LATA, K.; & KISHORE, V. V. N. **State-of-the-art of anaerobic digestion technology for industrial wastewater treatment**. Renewable and Sustainable Energy Reviews, v. 4, n. 2, p. 135-156, 2000.

RAUSCH, M. H.; KRZEMINSKI, K.; LEIPERTZ, A.; FRÖBA, A. P. **A new guarded parallel-plate instrument for the measurement of the thermal conductivity of fluids and solids**. International Journal of Heat and Mass Transfer, v. 58, n. 1, p. 610-618, 2013.

RICHARDSON, R. R.; IRELAND, P. T.; HOWEY, D. A. **Battery internal temperature estimation by combined impedance and surface temperature measurement**. Journal of Power Sources, v. 265, p. 254-261, 2014.

SCHEELER, R. P. **A Microwave Radiometer for Internal Body Temperature Measurement**. 2013. Tese de Doutorado. University of Colorado.

STAUFFER, P. R.; SNOW, B. W.; RODRIGUES, D. B.; SALAHI, S.; OLIVEIRA, T. R.; REUDINK, D.; & MACCARINI, P. F. (2014). **Non-invasive measurement of brain temperature with microwave radiometry: demonstration in a head phantom and clinical case**. The neuroradiology journal, 27(1), 3-12.

SKLIAR, M.; WHITTY, K.; BUTTERFIELD, A. **Ultrasonic temperature measurement device**. U.S. Patent n. 8,801,277, 12 ago. 2014.

SIMON, C.; VANBAREN, P.; EBBINI, E. **Two-Dimensional Temperature Estimation Using Diagnostic Ultrasound**. IEEE transaction on ultrasonics Ferroelectrics and Frequency Control, vol. 45, n. 4, p. 1088-1099, jul.1998.

SOUZA, P. F. B. D. **Estudos de processos térmicos decorrentes da usinagem: aplicação de problemas inversos em furação**. 2009. 172 f. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Brasil.

SPECHT, A.; WALLSCHEID, O.; BOCKER, J. **Determination of rotor temperature for an interior permanent magnet synchronous machine using a precise flux observer**. In: Power Electronics Conference (IPEC-Hiroshima 2014-ECCE-ASIA), 2014 International. IEEE, 2014. p. 1501-1507.

STATON, D.; ŠUŠNJIĆ, L. **Induction Motors Thermal Analysis**. Strojarsstvo, v. 51, n. 6, p. 623-631, 2009.

STORN, R.; PRICE, K. **Differential Evolution - a Simple and Efficient Heuristic for Global Optimization over Continuous Spaces**, Journal of Global Optimization, Kluwer Academic Publishers, 1997, vol. 11, pp. 341 - 359.

TAKABI, J.; KHONSARI, M. M. **Experimental testing and thermal analysis of ball bearings**. Tribology international, v. 60, p. 93-103, 2013.

TAKTAK, R.; BECK, J. V.; SCOTT, E. P. **Optimal Experimental Design for Estimating Thermal Properties of Composite Materials**. Int. J. Heat Mass Transfer, Pergamon, vol. 36, n. 12, pp. 2977-2986.

Temperature Rise and Transformer Efficiency. Disponível em: <http://www.copper.org/environment/sustainable-energy/transformers/education/trans_efficiency.html>. Acesso em 10/02/2013.

TEUNISSEN, L. P. J.; KLEWER, J.; STERZ F.; HAAN, A. D.; KONING, J. J. D.; DAANEN, H. A. M. **A non-invasive continuous temperature measurement by zero heat flux**. Physiological Measurement, vol. 32, n. 5, p. 559-70, mar. 2011.

TSILI, M. A.; AMOIRALIS, E. I.; KLADAS, A. G.; & SOUFLARIS, A. T. **Power transformer thermal analysis by using an advanced coupled 3D heat transfer and fluid flow FEM model**. *International Journal of Thermal Sciences*, v. 53, p. 188-201, 2012.

TONG, X. C. **Advanced materials for thermal management of electronic packaging**. 1.ed. v. 30. Springer-Verlag New York, 2011. 618p.

VANDERPLAATS, G. N. **Numerical Optimization Techniques for Engineering Design**, McGraww-Hill Inc. 1984.

VARGAS, H.; MIRANDA, L. C. M. **Photothermal techniques applied to thermophysical properties measurements (plenary)**. *Review of scientific instruments*, v. 74, n. 1, p. 794-799, 2003.

WARZOHA, R. J.; FLEISCHER, A. S. **Determining the thermal conductivity of liquids using the transient hot disk method. Part I: Establishing transient thermal-fluid constraints**. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 71, p. 779-789, 2014.

WARZOHA, R. J.; FLEISCHER, A. S. **Determining the thermal conductivity of liquids using the transient hot disk method. Part II: Establishing an accurate and repeatable experimental methodology**. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 71, p. 790-807, 2014.

ZAJAS, J; HEISELBERG, P. **Determination of the local thermal conductivity of functionally graded materials by a laser flash method**. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 60, p. 542-548, 2013.

ZHANG, Z. M.; TSAI, B. K.; MACHIN, G. **Radiometric Temperature Measurements: II. Applications**. Academic Press, 2009

ZHANG, H.; LI, M. J.; FANG, W. Z.; DAN, D.; LI, Z. Y.; & TAO, W. Q. **A numerical study on the theoretical accuracy of film thermal conductivity using transient plane source method.** Applied Thermal Engineering, v. 72, n. 1, p. 62-69, 2014.

ANEXO I

ANÁLISE DO TERMO $\phi_i(t)$

Conforme descrito, a instalação dos sensores promove o desenvolvimento de dois problemas térmicos unidimensionais na região logo abaixo aos sensores. Com base nos dois problemas térmicos é obtido o Modelo Diferença, utilizado para determinação das propriedades térmicas da carcaça. Das condições de contorno aplicadas ao Modelo Diferença, o fluxo de calor $\phi_i(t)$, aplicado na condição de contorno em $z = 0$, é desconhecido. Com o objetivo de avaliar a influência da aproximação realizada ao termo $\phi_i(t)$, foi prevista a montagem experimental descrita na Fig. (I.1). Foram instalados transdutores de fluxo de calor na superfície interna da amostra, na interface entre a resistência de aquecimento e a amostra, na região abaixo aos sensores instalados na superfície externa, de modo a medir os fluxos de calor Q_{i1} e Q_{i2} . A Tab. (I.1) apresenta os parâmetros utilizados nos testes com o PVC .

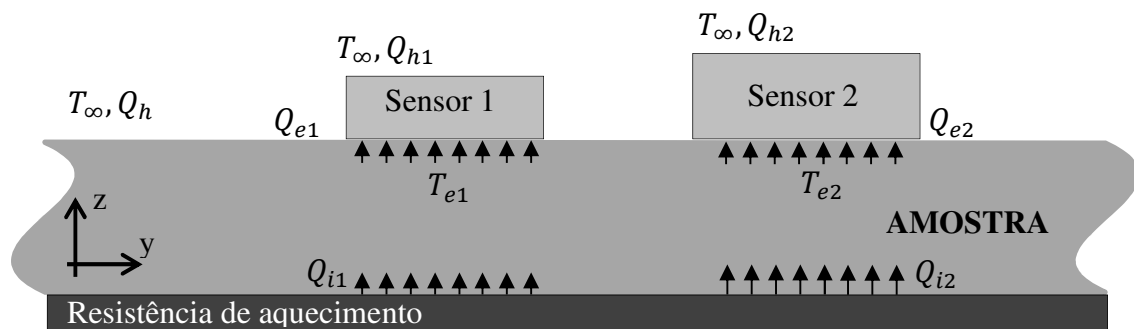


Figura I.1 –Montagem experimental.

Tabela I.1 – Parâmetros experimentais para testes com o PVC.

<i>Amostra</i>		
Dimensões das amostras [m]	x	0.05
	y	0.05
	z	0.025
<i>Sensores</i>		
Material		Cobre
Difusividade térmica [m^2/s] * 10^7		142
Condutividade térmica [$W/(mK)$]		398
Dimensões do sensor 1 [m]	x	0.05
	y	0.05
	z	0.001
Dimensões do sensor 2 [m]	x	0.05
	y	0.05
	z	0.003
<i>Dados experimentais</i>		
Intervalo de aquisição [s]		1
Duração do experimento [s]		4096
Numero de pontos		4096
Temperatura média [°C]		25
Dimensões da resistência [mxm]		0.3 x 0.3
Potencia aplicada pela resistência [W]		250

Para um experimento padrão, as Fig. I.2 apresenta os fluxos de calor na superfície externa e interna da amostra para o experimento proposto.

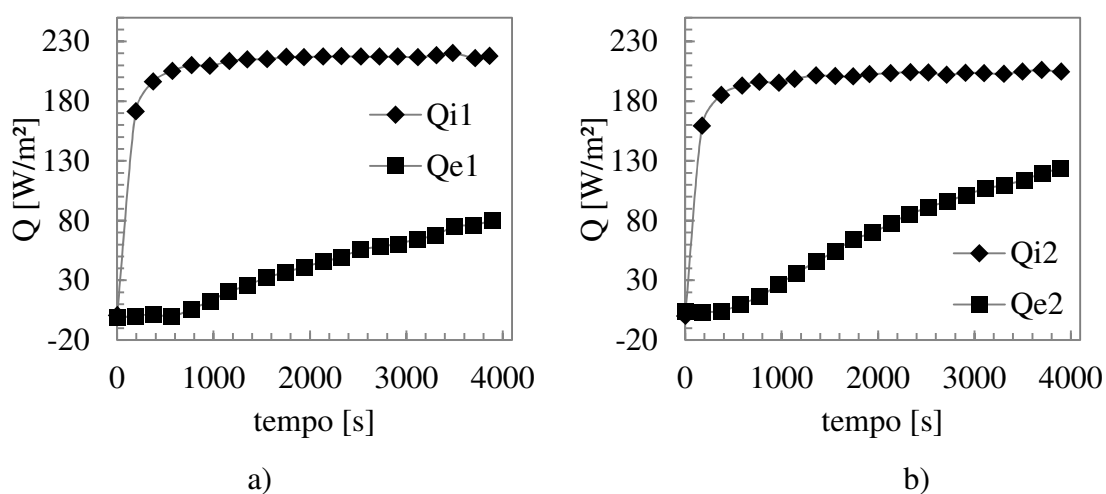


Figura I.2 – Fluxos de calor obtidos para os sensores. a) Sensor 1. b) Sensor 2.

Os fluxos de calor $\phi_i(t)$ e $\phi_e(t)$ obtidos para um experimento padrão são detalhados na Fig. I.3.

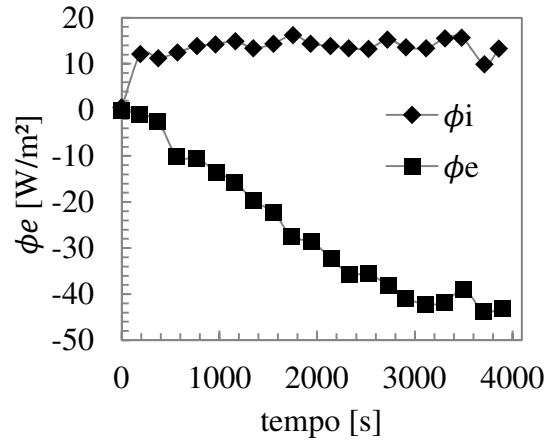


Figura I.3 – Fluxos de calor experimentais $\phi_i(t)$ e $\phi_e(t)$.

O comportamento das fases obtidas para a função de transferência $Z_e(f)$ completa (Eq. 3.4), admitindo os fluxos de calor interno e externo variantes no tempo, e simplificada (Eq. 3.5), onde os termos referentes ao fluxo de calor interno são omitidos, é apresentado na Fig. I.4a.

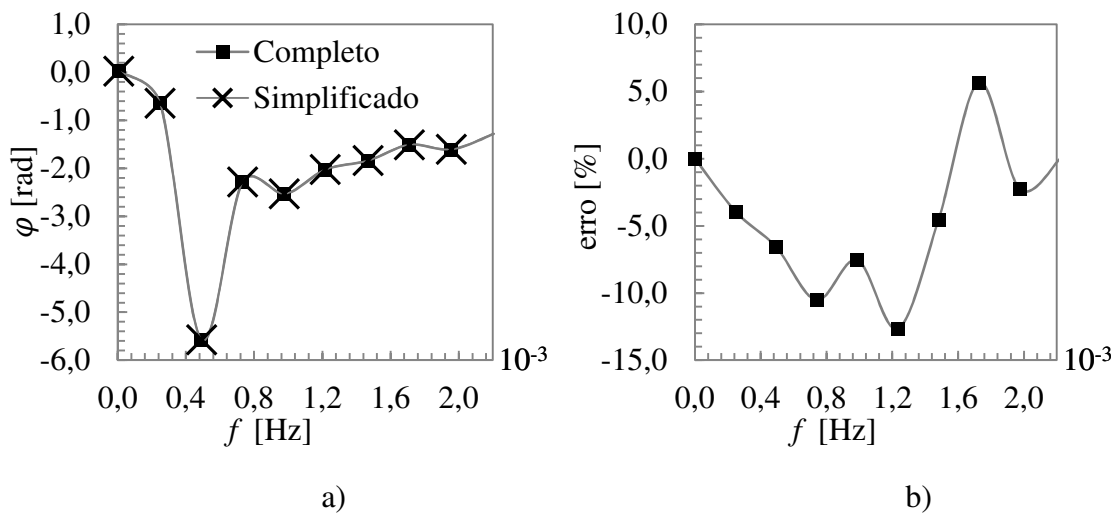


Figura II.4 – Fases obtidas para os modelos dinâmicos simplificado e completo. a) Fases. b) Erro relativo entre os dois modelos.

A Fig. I.4b mostra que o erro no cálculo das fases para o Modelo Diferença no domínio da frequência, aplicando apenas as informações obtidas na face externa, apresenta um erro máximo menor que 15% com relação às fases obtidas aplicando os fluxos de calor interno $\phi_i(t)$ e externo $\phi_e(t)$ na solução do Modelo Diferença. Assim, a difusividade térmica

e o fluxo de calor $\phi_i(t)$ são estimados com aproximações aceitáveis quando comparada a outras técnicas, já que a técnica apresentada neste trabalho permite estimar as propriedades termofísicas sem o conhecimento de todas as condições de contorno, sendo inclusive uma delas calculada, por meio de um modelo simplificado, que reduz o custo computacional de implementação da técnica.

Por meio da técnica desenvolvida também é possível calcular o termo $\phi_i(t)$ do Modelo Diferença, necessário para estimar a condutividade térmica e o fluxo de calor interno. É obtido, para o fluxo de calor experimental $\phi_i(t)$ o valor médio de $13.1 W/m^2$, enquanto por meio da técnica, admitindo o fluxo com valor constante, é estimado o valor de $11.42 W/m^2$. Comparando o valor médio do fluxo de calor $\phi_i(t)$ experimental com aquele obtido por meio da técnica, é obtido erro relativo próximo a 12%, representando boa coerência entre os valores, refletindo nas boas estimativas dos demais parâmetros.

ANEXO II

EVOLUÇÃO DIFERENCIAL

O desenvolvimento de métodos de otimização heurísticos constitui em uma alternativa para tratamento de problemas reais, que de, um modo geral, representam dificuldade na aplicação de métodos clássicos, devido suas não linearidades, dificuldade na obtenção das derivadas relacionadas, com possíveis restrições e possibilidade da presença de mínimos locais. Um método heurístico tenta simular o comportamento biológico de um processo físico real, inspirado na natureza, observando apenas um indivíduo, como é o caso do *simulated annealing*, ou uma população toda, como os algoritmos genéticos e a Evolução Diferencial.

Tais métodos possuem como vantagem não ser necessário o conhecimento de suas derivadas, sendo ser classificados como métodos de otimização de ordem zero, além de simplicidade no desenvolvimento inicial de seus conceitos e na sua implementação, além de reduzirem os problemas relacionados a mínimos locais. A principal desvantagem é seu custo computacional quando relacionado a métodos determinísticos, problema contornado à medida que se tornam mais acessíveis sistemas computacionais mais avançados.

Oliveira (2006) aplica o método de Evolução Diferencial para otimização de funções matemáticas e problemas de engenharia, comparando os resultados e custo computacional a outras técnicas de otimização. Os resultados mostram que o método de Evolução Diferencial atinge os mesmos resultados obtidos por outras técnicas, porém com custo computacional inferior. Oliveira (2006) também avalia o impacto de cada parâmetro na solução dos problemas, estimando uma faixa de valores ótimos a serem aplicados para cada parâmetro necessário à Evolução Diferencial.

Um método heurístico baseado em populações parte do pressuposto que partindo de uma população inicial aleatória cada geração produza indivíduos que tendem a ser mais

adaptados ao problema, por meio de três operações principais: 1) mutação: um conjunto de valores iniciais, obtidos randomicamente da população atual, é combinado a um segundo conjunto, também gerado aleatoriamente, gerando novos “indivíduos”; 2) cruzamento ou recombinação: os “indivíduos” que sofreram mutação são combinados entre si, gerando um novo grupo de indivíduos, e 3) seleção: onde os “indivíduos” são avaliados de modo a procurar aqueles que obtiveram melhores resultados. A Fig. II.1 mostra o fluxograma para evolução de uma população.

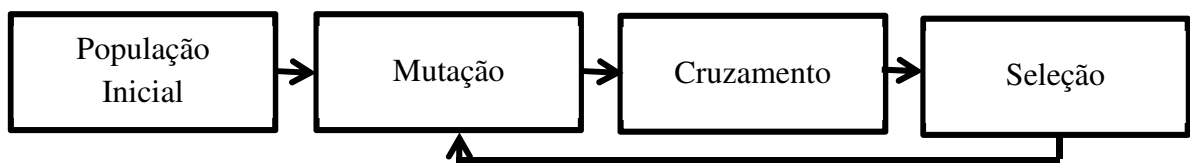


Figura II.1 – Fluxograma evolutivo de uma população

O algoritmo de Evolução Diferencial é um método meta-heurístico de otimização proposto por Storn e Price (1995). A designação meta-heurístico se deve à ausência de uma relação natural para avaliação da população, assim como ocorre nos demais métodos, baseado apenas em modelos diferenç as para isso. A Evolução Diferencial gera um novo indivíduo, denominado “doador”, por meio da mutação, obtida através da soma de um indivíduo, I_1 , a diferenç a ponderada F entre outros dois indivíduos, I_2 e I_3 . O “doador”   então combinado a uma solução pré-estabelecida (solução “alvo”), de modo a gerar a solução “prova”, etapa correspondente ao cruzamento. A seleção consiste em identificar os indivíduos que resultarem em soluções para o problema menores que os aplicados pela solução “alvo”, dando origem   uma nova população. As etapas de mutação e cruzamento são exemplificadas na Fig. II.2.

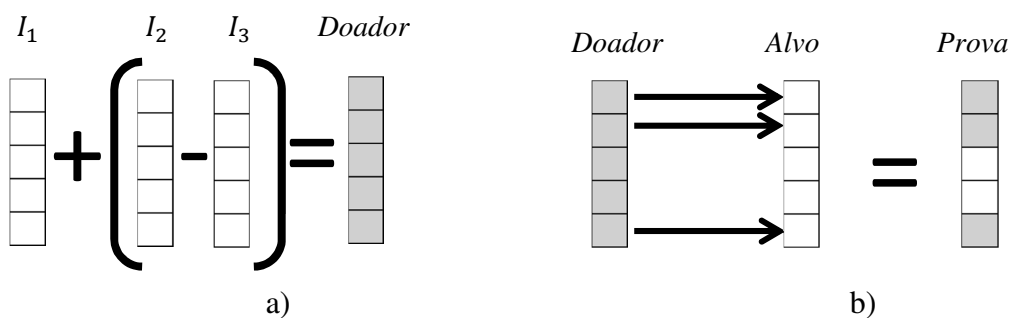


Figura II.2 – Etapas da Evolução Diferencial. a) Mutação. b) Cruzamento.

Por ser um método não-determinístico baseada em populações, o desempenho do algoritmo da Evolução Diferencial depende do ajuste de certos parâmetros, sendo eles: 1) Estratégia: define como ocorrerão a mutação e o cruzamento; 2) Tamanho da população, Np ; 3) Probabilidade de cruzamento, Pc , que define a quantidade de “cromossomos” envolvidos na geração dos descendentes; 4) Fator de perturbação, Fp , é a função de ponderação aplicada no processo de mutação.

Para o desenvolvimento da Evolução Diferencial inicialmente é necessário definir os valores de cada parâmetro (*Estratégia*, Np , Fp e Pc) a ser utilizado. É criada uma população aleatória de tamanho Np , cobrindo o intervalo de busca. Escolhendo um indivíduo desta população, conforme a estratégia escolhida, é calculado o indivíduo “doador” (mutação) que, conforme a probabilidade de sucesso, pode ou não substituir o indivíduo inicial na população, obtendo o indivíduo “alvo” (cruzamento). Avaliando a função objetivo ocorrida para os indivíduos alvos da população, são escolhidos os indivíduos da nova geração (seleção). Este processo se repete até que um critério de parada seja satisfeito. A Fig. II.3 detalha o algoritmo da Evolução Diferencial.

Devido à quantidade de avaliações da função objetivo, a Evolução Diferencial representa um custo computacional maior quando comparado a métodos determinísticos. Mesmo assim, o método apresenta vantagens com relação a métodos de otimização como a Seção Áurea, já é capaz de determinar o mínimo global de uma função independente do comportamento da mesma, podendo possuir mínimos locais, inflexões ou pontos de descontinuidade.

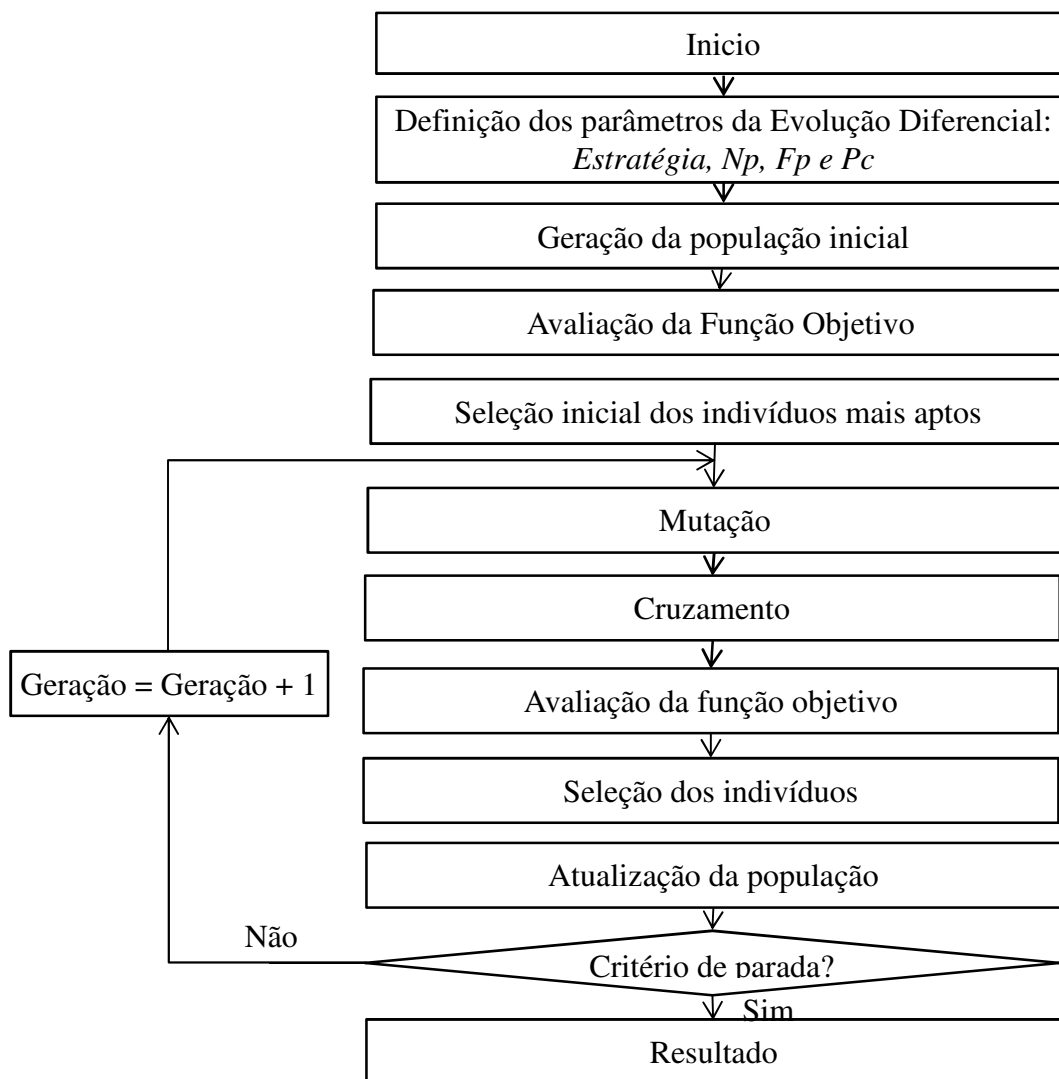


Figura II.3 – Fluxograma para solução por meio da Evolução Diferencial