

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Estimação Simultânea de Propriedades
Termofísicas de Materiais Metálicos**

Autor: Luís Felipe dos Santos Carollo

Orientador: Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva

Co-Orientadora: Profa. Dra. Ana Lúcia Fernandes de Lima e Silva

Itajubá, 12 de Agosto de 2010

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

Estimação Simultânea de Propriedades Termofísicas de Materiais Metálicos

Autor: Luís Felipe dos Santos Carollo

Orientador: Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva

Co-Orientadora: Profa. Dra. Ana Lúcia Fernandes de Lima e Silva

Curso: Mestrado em Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Conversão de Energia

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Itajubá, 12 de Agosto de 2010

MG – Brasil

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Mauá –
Bibliotecária Margareth Ribeiro- CRB_6/1700

C292e

Carollo, Luís Felipe dos Santos

Estimação simultânea de propriedades termofísicas de materiais metálicos / Luís Felipe dos Santos Carollo. -- Itajubá, (MG) : [s.n.], 2010.

78 p. : il.

Orientador: Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva.

Coorientadora: Profa. Dra. Ana Lúcia Fernandes de Lima e Silva.

Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Itajubá.

1. Condutividade térmica. 2. Capacidade de calor volumétrica. 3. Condução de calor. 4. Otimização. I. Lima e Silva, Sandro Metrevelle Marcondes de, orient. II. Lima e Silva, Ana Lúcia Fernandes de, coorient. III. Universidade Federal de Itajubá. IV. Título.

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
INSTITUTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Estimação Simultânea de Propriedades
Termofísicas de Materiais Metálicos**

Autor: Luís Felipe dos Santos Carollo

Orientador: Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva

Co-Orientadora: Profa. Dra. Ana Lúcia Fernandes de Lima e Silva

Composição da Banca Examinadora:

Prof. Dr. Luís Mauro Moura - PUC-PR

Prof. Dr. Genésio José Menon - IEM/UNIFEI

Profa. Dra. Ana Lúcia Fernandes de Lima e Silva (Co-Orientadora) – IEM/UNIFEI

Prof. Dr. Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva (Orientador) – IEM/UNIFEI

Dedicatória

*Aos meus pais Antonio e Marta,
e à minha noiva Flavia.*

Agradecimentos

Agradeço aos meus pais, Antonio e Marta, à minha noiva, Flavia, e à minha família pelo apoio recebido durante o tempo de desenvolvimento deste trabalho.

Ao professor Sandro Metrevelle Marcondes de Lima e Silva, pela orientação clara, segura e objetiva e pelo apoio durante a elaboração do trabalho.

À Professora Ana Lúcia Fernandes de Lima e Silva, pela sua ajuda na co-orientação desse trabalho.

À Professora Zilma Moura de Castro pelo apoio e ajuda durante o desenvolvimento desse trabalho.

Aos amigos do LabTC e colegas do curso de Pós-Graduação pelo companheirismo.

Aos funcionários da Oficina Mecânica pela usinagem das amostras.

Ao curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica pela confiança depositada em meu trabalho.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo apoio financeiro através da concessão de uma bolsa de mestrado.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), a Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de Minas Gerais (FAPEMIG) e ao Conselho de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo suporte financeiro.

*A alegria está na luta, na tentativa, no sofrimento envolvido. Não na vitória
propriamente dita.*

Mahatma Gandhi

Resumo

CAROLLO, L. F. S. (2010), *Estimação Simultânea de Propriedades Termofísicas de Materiais Metálicos*, Itajubá, 94p. Dissertação (Mestrado em Conversão de Energia) - Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

Apresenta-se neste trabalho um método para a estimativa simultânea da condutividade térmica, λ , e da capacidade de calor volumétrica, ρc_p , das amostras de Aço Inox AISI 304, Titânio ASTM B265 Grau 2 e Aço Inox AISI 316. O modelo térmico utilizado é baseado na equação da difusão unidimensional transiente considerando a condição de fluxo de calor constante e uniforme na superfície superior da amostra e condição de isolamento na superfície oposta, onde é medida a temperatura através de um termopar. Para garantir a unidimensionalidade, as amostras foram totalmente isoladas, a espessura da amostra é muito menor que suas dimensões laterais e o tempo total do experimento foi pequeno. Assim, a estimativa das propriedades foi baseada na análise dos coeficientes de sensibilidade definidos pela primeira derivada parcial da temperatura com relação ao parâmetro a ser analisado. Com base nessa análise decidiu-se utilizar duas intensidades de fluxo de calor. Desta forma consegue-se aumentar de forma significativa a sensibilidade para a estimativa do λ utilizando a maior intensidade no início do experimento e garante-se sensibilidade suficiente para estimar o ρc_p aplicando-se a menor intensidade no fim do experimento. Então, estima-se as propriedades simultaneamente, baseando-se nesses coeficientes que devem apresentar um valor mínimo global para cada propriedade, além de serem linearmente independentes. Para determinar as propriedades minimiza-se uma função erro, definida pelo quadrado da diferença entre a temperatura experimental e a numérica, usando a técnica de otimização BFGS (Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno). A temperatura numérica é obtida pela solução da equação para o modelo proposto utilizando-se o Método das Diferenças Finitas com formulação implícita. As propriedades térmicas estimadas estão de acordo com a literatura e apresentaram diferenças menores que 3 %. Além disso, uma análise de incertezas foi realizada para comprovar a qualidade dos resultados encontrados.

Palavras-chave

Condutividade Térmica, Capacidade de Calor Volumétrica, Estimativa Simultânea, Condução de Calor, Otimização.

Abstract

CAROLLO, L. F. S. (2010), *Thermal Properties Simultaneous Estimation of Metallic Materials*, Itajubá, 94p. MSc. Dissertation - Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

This dissertation presents a method for the simultaneous estimation of thermal conductivity, λ , and volumetric heat capacity, ρc_p , in samples of AISI 304 Stainless Steel, ASTM B265 Grade 2 Titanium and AISI 316 Stainless Steel. The thermal model used is based on transient one-dimensional diffusion equation. This model uses a constant and uniform heat flux on the top surface and insulation condition on the bottom surface, where the temperature is measured by applying a thermocouple. In order to ensure the one-dimensional condition, the samples present much smaller thickness than their other dimensions besides being totally isolated by expanded polystyrene plates; the experiments are done very fast. Thus, the properties estimation was supported on analysis of the sensitivity coefficients defined by the first partial derivative of the temperature in relation the parameter to be analyzed. Based on this analysis, two different intensities of heat flux were used: in order to increase the sensitivity coefficient for λ estimation, a higher intensity was applied in the beginning of the experiment and to ensure enough sensitivity for ρc_p estimation a lower intensity was employed in the end of the experiment. Hence, the properties are simultaneously estimated, supported on these coefficients which must show a global minimum value for each property besides having to be linearly independent. To estimate these properties, an error function defined by the square difference between the experimental and numerical temperature is minimized by applying the optimization technique BFGS (Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno). The numerical temperature is obtained by the solution of proposed thermal model using the Finite Difference Method with an implicit formulation. The estimated properties are in good agreement with literature and presented differences lower than 3 %. In addition, an uncertainty analysis was carried out in order to prove the quality of the results.

Keywords

Thermal Conductivity, Volumetric Heat Capacity, Simultaneous Estimation, Heat Conduction, Optimization.

Sumário

SUMÁRIO	i
LISTA DE FIGURAS	iii
LISTA DE TABELAS	v
SIMBOLOGIA	vi
LETRAS LATINAS	vi
LETRAS GREGAS	vii
SOBRESCRITOS	vii
SUBSCRITOS	viii
ABREVIATURAS	viii
SIGLAS	viii
CAPÍTULO 1	1
INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO 2	5
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
CAPÍTULO 3	15
METODOLOGIA	15
3.1 MODELO TÉRMICO UNIDIMENSIONAL (1D)	15
3.2 SOLUÇÃO DO MODELO	16
3.3 ANÁLISE DA MELHOR CONFIGURAÇÃO DO EXPERIMENTO PARA DETERMINAR AS PROPRIEDADES λ E ρc_p	22
3.4 ESTIMATIVA DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA E DA CAPACIDADE DE CALOR VOLUMÉTRICA	25

	ii
CAPÍTULO 4	29
MONTAGEM EXPERIMENTAL	29
4.1 DESCRIÇÃO DA BANCADA DE TESTE	29
4.2 DETALHAMENTO DA MONTAGEM DAS AMOSTRAS	36
CAPÍTULO 5	38
ANÁLISE DOS RESULTADOS	38
5.1 AÇO INOX AISI 304	38
5.2 AÇO INOX AISI 316	47
5.3 TITÂNIO ASTM B265 GRAU 2	52
CAPÍTULO 6	57
ANÁLISE DAS INCERTEZAS	57
CAPÍTULO 7	61
CONCLUSÕES E SUGESTÕES	61
7.1 CONCLUSÕES	61
7.2 SUGESTÕES	62
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	64
APÊNDICE A	72
VALIDAÇÃO DA METODOLOGIA UTILIZADA PARA RESOLVER O MODELO TÉRMICO 1D	72
APÊNDICE B	76
ANÁLISE DO TEMPO NECESSÁRIO PARA O AQUECEDOR ATINGIR O REGIME	76

Lista de Figuras

Figura 3.1 – Modelo térmico unidimensional. _____	16
Figura 3.2 – Esquema do balanço de energia. _____	17
Figura 3.3 – Nó 0 (zero) na superfície onde o fluxo de calor é imposto e nó adjacente 1. ____	18
Figura 3.4 – Representação dos nós intermediários. _____	19
Figura 3.5 – Nó n_p na superfície onde é imposta a condição de isolamento e nó anterior $n_p - 1$. _____	19
Figura 3.6 – Algoritmo utilizado para calcular a distribuição de temperatura na amostra. ____	20
Figura 3.7 – Comparação entre as sensibilidades do ρc_p calculadas a partir da análise numérica e analítica. _____	23
Figura 3.8 – Comparação entre as sensibilidades do λ calculadas a partir da análise numérica e analítica. _____	24
Figura 3.9 – Diferença entre as sensibilidades calculadas para o ρc_p . _____	24
Figura 3.10 – Diferença entre as sensibilidades calculadas para o λ . _____	25
Figura 3.11 – Algoritmo da técnica BFGS e DFP. _____	28
Figura 4.1 – Esquema da bancada utilizada para determinar as propriedades. _____	29
Figura 4.2 – Dimensões das amostras de aço inox 304. _____	30
Figura 4.3 – Dimensões das amostras de aço inox 316. _____	30
Figura 4.4 – Dimensões das amostras de titânio. _____	30
Figura 4.5 – Aquecedor Resistivo. (a) vista superior e (b) vista inferior. _____	31
Figura 4.6 – Fonte de corrente contínua Instrutemp. _____	32
Figura 4.7 – Multímetro Instrutherm. _____	33
Figura 4.8 – Multímetro Minipa. _____	33
Figura 4.9 – Pasta Térmica Arctic Silver 5. _____	33
Figura 4.10 – Descarga Capacitiva. _____	34

Figura 4.11 – Banho Termostático Marconi. _____	35
Figura 4.12 – Aquisição de Dados Agilent e Micro Computador. _____	35
Figura 4.13 – Esquema da montagem (corte vista superior). _____	36
Figura 4.14 – Esquema da montagem (corte vista lateral esquerda). _____	36
Figura 4.15 – Esquema da montagem (corte vista frontal). _____	37
Figura 4.16 – Posição do termopar na amostra. _____	37
Figura 5.1 – Coeficientes de Sensibilidade do Aço Inox AISI 304. _____	40
Figura 5.2 – Valores da Função Erro para o Aço Inox AISI 304. _____	41
Figura 5.3 – Análise da melhor configuração para o experimento proposta por Dowding <i>et al</i> (1995). _____	42
Figura 5.4 – Comparação entre as temperaturas medidas em $x = L$ nas amostras. _____	43
Figura 5.5 – Diferença entre as temperaturas das amostras. _____	43
Figura 5.6 – Temperatura numérica (T), experimental (Y) e fluxo de calor imposto. _____	44
Figura 5.7 – Resíduos de temperatura para o Aço Inox AISI 304. _____	44
Figura 5.8 – Coeficientes de Sensibilidade do Aço Inox AISI 316. _____	47
Figura 5.9 – Valores da Função Erro para o Aço Inox AISI 316. _____	48
Figura 5.10 – Análise da melhor configuração da bancada experimental. _____	48
Figura 5.11 – Temperatura numérica (T), experimental (Y) e fluxo de calor imposto. _____	49
Figura 5.12 – Resíduos de Temperatura para o Aço Inox AISI 316. _____	49
Figura 5.13 – Coeficientes de Sensibilidade do Titânio. _____	52
Figura 5.14 – Valores da Função Erro para o Titânio. _____	53
Figura 5.15 – Análise da melhor configuração da bancada experimental. _____	53
Figura 5.16 – Temperatura numérica (T), experimental (Y) e fluxo de calor imposto. _____	54
Figura 5.17 – Resíduos de Temperatura para o Titânio. _____	54
Figura A.1 – Modelo térmico unidimensional. _____	72
Figura A.2 – Comparação entre a temperatura calculada de forma analítica e numérica. _____	74
Figura A.3 – Diferença entre as temperaturas calculadas. _____	75
Figura B.1 – Esquema do experimento utilizado. _____	77
Figura B.2 – Fluxo de calor de 380 W/m ² . _____	77
Figura B.3 – Fluxo de calor de 3500 W/m ² . _____	78

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Valor dos parâmetros utilizados para o cálculo da temperatura. _____	21
Tabela 3.2 – Parâmetros utilizados no método BFGS. _____	27
Tabela 5.1 – Resultados médios obtidos para o Aço Inox AISI 304. _____	45
Tabela 5.2 – Temperaturas do Aço Inox AISI 304. _____	45
Tabela 5.3 – Resultados obtidos para o Aço Inox AISI 304. _____	46
Tabela 5.4 – Resultados médios obtidos para o Aço Inox AISI 316. _____	50
Tabela 5.5 – Temperaturas do Aço Inox AISI 316. _____	50
Tabela 5.6 – Resultados obtidos para o Aço Inox AISI 316. _____	51
Tabela 5.7 – Resultados médios obtidos para o Titânio. _____	55
Tabela 5.8 – Temperaturas do Titânio. _____	55
Tabela 5.9 – Resultados obtidos para o Titânio. _____	56

Simbologia

Letras Latinas

A	área	m^2
b	efusividade térmica	
c_p	calor específico	$J/(kgK)$
\dot{E}_{ac}	taxa de energia acumulada	W
\dot{E}_e	taxa de energia de entrada	W
\dot{E}_g	taxa de energia gerada	W
\dot{E}_s	taxa de energia de saída	W
F	função erro	$^{\circ}C$
H	matriz Hessiana	
I_{BFGS}	incerteza percentual do método BFGS	$\%$
I_F	incerteza percentual final	$\%$
I_{MDF}	incerteza percentual do método das diferenças finitas	$\%$
$I_{mult. inst.}$	incerteza percentual do multímetro Instruterm	$\%$
$I_{mult. minipa}$	incerteza percentual do multímetro Minipa	$\%$
$I_{sist. aquis.}$	incerteza percentual do sistema de aquisição	$\%$
$I_{term.}$	incerteza percentual do termopar	$\%$
L	espessura da amostra	m
n_p	número de pontos na malha	

P	parâmetro a ser analisado	
p	incremento de tempo	
q''_{cond}	fluxo de calor por condução	W/m ²
t	tempo	s
T	temperatura numérica	°C
T_0	temperatura inicial	°C
x, y, z	coordenadas cartesianas	m
X_1	coeficiente de sensibilidade para o ρc_p	°C
X_2	coeficiente de sensibilidade para o λ	°C
Y	temperatura experimental	°C

Letras Gregas

α	difusividade térmica	m/s ²
δ	passo para a derivada numérica	
Δ	operador gradiente	
λ	condutividade térmica	W/(mK)
ρ	massa específica	kg/m ³
ρc_p	capacidade de calor volumétrica	Ws/(m ³ K)
ϕ_1	fluxo de calor	W/m ²

Sobrescritos

q	incremento de tempo para a técnica BFGS e DFP
T	transposto

Subscritos

<i>i</i>	contador de parâmetros
<i>j</i>	contador de número de pontos
<i>k</i>	incremento dos auto valores
<i>m</i>	incremento de posição
<i>n</i>	número total de pontos

Abreviaturas

<i>aquis</i>	aquisição
<i>inst</i>	instruterm
<i>máx</i>	máxima
<i>mult</i>	multímetro
<i>sist</i>	sistema
<i>term</i>	termopar

Siglas

<i>BFGS</i>	Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno
<i>IEM</i>	Instituto de Engenharia Mecânica
<i>MDF</i>	Método das Diferenças Finitas
<i>PUC</i>	Pontifícia Universidade Católica
<i>UNIFEI</i>	Universidade Federal de Itajubá

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

Devido à globalização nos dias atuais, aumentou-se a necessidade da determinação das propriedades termofísicas dos materiais com uma maior rapidez e claro, com maior precisão e confiabilidade, incentivando o desenvolvimento de novas técnicas que atendam os requisitos do mercado atual. Um exemplo para este caso pode ser a indústria automobilística, onde se necessita de materiais metálicos mais leves e mais resistentes, buscando alcançar um maior custo benefício com relação à durabilidade e economia de combustível. Desta forma, os setores de pesquisa industrial, químico, científico, entre outros ganharam enorme destaque e uma grande possibilidade de se consolidarem como áreas muito promissoras diante dessas necessidades. Outro fator importante é a situação econômica, pois quanto menor o custo para a determinação destas propriedades com maior confiabilidade dos resultados obtidos gera-se a possibilidade de disputar mercados nacionais e até mesmo internacionais, devido ao baixo custo investido no desenvolvimento de novas técnicas. Cita-se, por exemplo, a economia que poderia ser gerada em instalações industriais utilizando-se materiais com alta condutividade térmica na confecção de trocadores de calor, sendo que esta economia está diretamente ligada às questões energéticas e ambientais, amplamente discutidas na atual circunstância mundial. Dentro das situações expostas, existe a necessidade do engenheiro estar inserido de forma profunda na busca da melhor maneira para determinar estas propriedades e no conhecimento de como as propriedades do material utilizado poderá interferir na vida útil de seu projeto e no custo-benefício. Dentre as principais propriedades a serem determinadas, destacam-se duas: condutividade térmica e capacidade de calor volumétrica. A condutividade térmica representa

a quantidade de energia térmica que o material pode conduzir pelo processo de difusão e a capacidade de calor volumétrica representa a capacidade de um material de armazenar energia térmica. A condutividade térmica ostenta um papel importante na confiabilidade dos materiais em inúmeras aplicações, pois demarca o grau da temperatura de trabalho do material. Em muitos processos, existe a necessidade de utilizar materiais com altos valores de condutividade térmica quando se tem por objetivo o aumento da transferência de calor de um corpo para outro. Cita-se, por exemplo, um processo de torneamento onde é necessário que grande parte do calor gerado pelo atrito entre a peça usinada e a ferramenta de corte seja transferida do inserto de corte para o porta-inserto, visto que o desgaste da ferramenta está diretamente ligado ao aumento da temperatura. Assim, faz-se necessário obter valores da condutividade térmica com grande confiança, pois este valor será de extrema importância na escolha adequada do material, ou seja, na otimização do projeto e no desenvolvimento de novos materiais. Outro exemplo, amplamente difundido no mundo atual é o dissipador de calor de um micro computador. Devido à evolução dos micro-processadores, levando-se em consideração, redução do tamanho do componente e o aumento da velocidade de processamento, faz-se necessário desenvolver um dissipador de pequenas dimensões que atenda a necessidade de retirar todo o calor produzido durante o funcionamento do computador. Deve-se então determinar de forma precisa as propriedades térmicas desse material para garantir que ela atenda aos requisitos mínimos do projeto e evite o mau funcionamento e até mesmo a sua falha. Desta forma, o objetivo principal desse trabalho é desenvolver uma metodologia para determinar de forma simultânea a condutividade térmica, λ , e a capacidade de calor volumétrica, ρc_p de materiais metálicos. Para alcançar esse objetivo, análises de sensibilidade foram realizadas com o intuito de definir as variáveis do experimento, como por exemplo, a intensidade do fluxo de calor, o tempo de incidência desse fluxo, a localização do termopar, entre outros. Além disso, decidiu-se utilizar um modelo térmico unidimensional com condição de fluxo de calor prescrito na superfície superior e de isolamento na superfície inferior, onde a temperatura é medida. Por fim, a determinação das propriedades foi realizada através da minimização de uma função erro, definida pelo quadrado da diferença entre a temperatura experimental e numérica, aplicando-se o método BFGS. A temperatura numérica foi obtida resolvendo-se a equação da difusão através do método das diferenças finitas com formulação implícita.

O Capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica que teve por objetivo reunir informações suficientes para que fosse possível o desenvolvimento da metodologia para determinar de forma simultânea λ e ρc_p de materiais metálicos.

No Capítulo 3 é apresentada a fundamentação teórica utilizada para a determinação das propriedades. Os principais aspectos abordados neste capítulo referem-se à definição do modelo térmico utilizado, à solução da equação de difusão do calor unidimensional pelo método das diferenças finitas com formulação implícita, à definição dos coeficientes de sensibilidade e da função erro aplicada para determinar as propriedades; e por último, ao pacote computacional utilizado para minimizar a função erro.

O Capítulo 4 apresenta a montagem experimental desenvolvida para determinar as propriedades de forma simultânea, a exata função e descrição de cada componente desta bancada e o detalhamento do conjunto amostras-aquecedor-isolamento.

No Capítulo 5 encontra-se a análise de resultados para o Aço Inox AISI 304, Aço Inox AISI 316 e Titânio ASTM B265 Grau 2. Em cada seção foram aplicados os conceitos e definições realizados no Capítulo 3, buscando obter as propriedades térmicas. Para todas as amostras analisadas encontrou-se resultados em acordo com os valores da literatura.

O Capítulo 6 traz a análise de incerteza na determinação das propriedades. Neste capítulo decidiu-se listar e analisar os fatores que contribuíram para a geração e propagação de erros nessas análises e qual a sua influência nos resultados.

No Capítulo 7 encontram-se os comentários finais, conclusões e sugestões para trabalhos futuros com o intuito de aprimorar a técnica apresentada nesse trabalho.

Na seqüência encontram-se as referências bibliográficas de todos os trabalhos citados nessa dissertação.

O Apêndice A apresenta a validação da metodologia utilizada para resolver numericamente o modelo térmico adotado. Desta forma, a validação foi efetuada comparando-se a solução obtida resolvendo-se o modelo pelo método das diferenças finitas com formulação implícita com a solução analítica encontrada aplicando-se funções de Green.

No Apêndice B encontra-se a validação dos coeficientes de sensibilidade utilizados nesse trabalho e obtidos através da derivada numérica. Similar ao apêndice anterior comparou-se os coeficientes resultantes da derivada numérica com os obtidos a partir da solução do modelo térmico utilizando funções de Green.

O Apêndice C traz a análise do tempo necessário para que o aquecedor entre em regime, ou seja, forneça o fluxo de calor total.

No Apêndice D encontram-se maiores detalhes sobre o Método da Métrica Variável, utilizado na minimização da função erro.

Capítulo 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo tem por objetivo apresentar algumas técnicas existentes para a determinação das propriedades termofísicas: condutividade térmica, λ , capacidade de calor volumétrica, ρc_p , difusividade térmica, α e efusividade térmica, b . Estas técnicas podem determinar estas propriedades de forma simultânea ou não simultânea, sendo suas vantagens e desvantagens também aqui destacadas. Para que seja possível a estimativa destas propriedades é necessário estabelecer um campo térmico na amostra e comparar a temperatura obtida através da solução da equação da difusão, para o modelo térmico utilizado, em relação a temperatura experimental.

A seguir, três dos principais métodos existentes para determinar propriedades termofísicas são apresentados.

O Método da Placa Quente Protegida, apresentado por volta de 1910 e atualmente normalizado por ABNT (2005), é considerado por inúmeros pesquisadores como Ribeiro *et al.* (2004), Wulf *et al.* (2005), Lima *et al.* (2008), entre outros, o método mais preciso e confiável para determinação de λ de materiais isolantes. Além disso, este método também é utilizado para determinar λ de outros materiais, porém, com algumas restrições. As desvantagens deste método referem-se ao alto custo do aparato experimental e ao elevado tempo experimental, visto que a condutividade térmica é determinada com o experimento em regime permanente. Sua principal vantagem é a simplicidade do modelo para determinar esta propriedade, pois se utiliza somente a lei de Fourier em regime permanente. Neste método a

amostra em forma de placa plana, homogênea e isotrópica é colocada em sanduíche entre uma placa quente e uma placa fria, em condições tais que o fluxo de calor que atravessa a área central da amostra é unidirecional. Na condição de regime permanente, a condutividade térmica é calculada pela medição do fluxo de calor e do gradiente médio de temperatura na amostra. O fluxo de calor através da amostra é obtido a partir da quantidade de energia fornecida para manter constante a temperatura da placa quente. Assim, a obtenção da condutividade térmica se faz através da solução da equação de Fourier. Devido às necessidades atuais, inúmeros pesquisadores continuam desenvolvendo modificações para aprimorar este método, além de torná-lo viável em outras condições. Cita-se, por exemplo, Healy (2001) que desenvolveu uma montagem circular e Stacey (2002) que utilizou o método no vácuo, ambos buscaram utilizar maiores faixas de temperatura na medição. Zarr e Filliben (2002) realizaram uma comparação interlaboratorial garantindo uma baixa incerteza de medição e Simioni (2005) estudou a influência de erros inerentes ao processo, como a influência dos diâmetros dos termopares e a troca de calor com o ambiente.

O Método do Fio Quente apresentado por Blackwell (1954) tem sido muito utilizado na determinação da condutividade térmica, devido à facilidade apresentada na montagem do método. Esta técnica é basicamente realizada inserindo-se uma sonda cilíndrica no meio de uma amostra e dentro desta sonda são colocados um fio de resistência e um termopar. O fluxo de calor é gerado pela passagem da corrente no fio de resistência, resultando em um gradiente de temperatura que será medido pelo termopar. Assim, a condutividade térmica é determinada através do transiente de temperatura gerado pela fonte de calor no material. Este método também pode ser empregado para a obtenção da difusividade térmica, sendo necessária a aplicação de um termopar na superfície da amostra, para verificar a condição de isolamento. Essa determinação é realizada através da minimização de uma função objetivo, que pode ser definida pela diferença da temperatura experimental e numérica, sendo a temperatura numérica obtida pela solução da equação da difusão de calor. Uma dificuldade encontrada para este método está relacionada à determinação das propriedades de materiais metálicos, devido à alta resistência de contato entre a sonda e a amostra, visto que é muito difícil eliminar os interstícios de ar presentes na montagem.

Em constante atualização, alguns pesquisadores propuseram modificações neste método, com o objetivo de aplicá-lo a outros materiais e obter resultados mais precisos. Entre eles pode-se citar Silva Neto e Carvalho (1999) e André *et al.* (2002) que utilizaram problemas inversos junto à técnica convencional otimizando o procedimento de determinação

das propriedades, Miyamura e Susa (2002) que determinaram a condutividade em gálio líquido e Santos (2002) que realizou uma comparação entre a técnica em paralelo e a técnica em superfície. Nahor *et al.* (2003) otimizaram a posição do fio quente para encontrar a condutividade em alimentos e Santos *et al.* (2004) determinaram as propriedades de polímeros. Thomson (2005) utilizou o Método de Levenberg-Marquardt e o Método Sequencial de Estimativa de Parâmetros em conjunto com o Método do Fio Quente na determinação da condutividade térmica e Carvalho *et al.* (2006) otimizaram o cálculo das propriedades. Porfírio *et al.* (2006) determinaram as propriedades de compósitos de resina epoxídica com adição de cargas de alta condutividade térmica através do Método do Fio Quente, buscando desenvolver uma metodologia experimental para determinar a condutividade térmica de compósitos com elevada condutividade térmica. Adjali e Laurent (2007) propuseram uma modificação na metodologia para determinar a condutividade de uma mistura de água-ágar gel, variando com a temperatura e Gravena *et al.* (2010) desenvolveram um novo dispositivo de fixação dos componentes, facilitando o manuseio do experimento, acoplado a uma sonda com dimensões reduzidas, permitindo utilizar pequenas amostras.

Um método muito utilizado para a determinação da difusividade térmica é o Método Flash, apresentado pela primeira vez por Parker *et al.* (1961). Esta técnica consiste da aplicação de um pulso de calor radiante, de grande intensidade e de pequena duração, em uma superfície da amostra analisada, e com base no tempo necessário para que a temperatura na face oposta atinja o valor máximo, torna-se possível a obtenção da difusividade térmica. Como todos os métodos, existem vantagens e desvantagens, sendo que a principal vantagem deste método é a não necessidade do conhecimento da magnitude do fluxo de calor aplicado na superfície da amostra. Por outro lado, as desvantagens se referem às condições necessárias para utilizar a técnica, impostas por Parker *et al.* (1961), que são as seguintes: a excitação pode não ser pontual no tempo, não homogênea no espaço e a amostra pode estar sujeita a perdas térmicas. Uma limitação para esta técnica é a necessidade do conhecimento da quantidade de energia absorvida na face frontal da amostra para a determinação de λ .

Na última década, encontram-se várias propostas utilizando esta técnica para a obtenção da difusividade térmica para diferentes materiais, como o trabalho de Mardolcar (2002) em rochas a altas temperaturas, Žmuda *et al.* (2002) em dente humano, Eriksson *et al.* (2002) em silicato líquido fundido, Shibata *et al.* (2002) em metais fundidos e Grossi *et al.* (2004) em aço. Santos *et al.* (2005) analisaram 6 tipos de polímeros e compararam os resultados obtidos com o Método do Fio Quente e Coquard e Panel (2008) utilizaram materiais líquidos ou

pastosos. Devido à necessidade de equipamentos sofisticados e de custos elevados torna-se difícil a aplicação deste método com maior frequência.

Na seqüência são apresentados outros métodos relevantes para determinação destas propriedades térmicas.

Taktak *et al.* (1993) determinaram λ e ρc_p de forma simultânea para uma matriz de fibra de carbono e epóxi. A montagem consistiu de uma amostra quadrada com condição de fluxo prescrito na superfície superior e temperatura prescrita na outra face, sendo que as temperaturas foram monitoradas em ambas as faces. Esse trabalho teve por objetivo demonstrar as condições ideais para realizar o experimento de forma a conseguir resultados confiáveis e precisos. Buscando encontrar a melhor região de estudo para obtenção das propriedades foi realizada uma análise de sensibilidade e do determinante da matriz de sensibilidade, sendo que os critérios escolhidos para tal análise foram a posição do termopar em relação ao aquecedor, a duração do experimento e o tempo de aquecimento. Desta forma, os autores concluíram que para obter resultados mais precisos era necessário coletar as temperaturas perto do fluxo de calor e aquecer a montagem pelo menor tempo possível, resultando em coeficientes de sensibilidade e determinantes de magnitudes maiores.

Garnier *et al.* (1994) determinaram λ e ρc_p simultaneamente para amostras de epóxi através da técnica de estimação de parâmetros. A montagem simétrica consistiu de um aquecedor colocado entre duas amostras de epóxi e um bloco de alumínio em contato com as amostras, garantindo a condição de temperatura prescrita. A grande contribuição desse trabalho foi a medição do fluxo de calor e da temperatura em ambos os lados da amostra, fornecendo uma nova possibilidade de estudo. Desta forma, concluíram que através dos coeficientes de sensibilidade era possível definir a configuração ideal da montagem experimental, bem como a melhor região para estimar estas propriedades.

Dowding *et al.* (1995) utilizaram uma técnica seqüencial em experimentos transientes para determinar λ e ρc_p de forma simultânea, para um composto de carbono-carbono. A montagem simétrica consistiu de um aquecedor colocado entre duas amostras isoladas por uma placa de cerâmica (isolante). Este trabalho foi desenvolvido para o modelo térmico unidimensional, estudando a influência da posição dos termopares na amostra através da análise do coeficiente de sensibilidade. De acordo com esse trabalho, quando a soma ponto a ponto dos coeficientes de sensibilidade de λ e ρc_p normalizados for igual ao gradiente de temperatura, considerando as condições de contorno fluxo prescrito e isolamento, atingem-se

as condições ideais de estimação das propriedades, ou seja, o experimento foi bem realizado. As propriedades foram estimadas variando a temperatura desde a temperatura ambiente até 623 °C através de um forno com atmosfera controlada.

No trabalho apresentado por Haji-Sheikh *et al.* (1998) foi possível determinar propriedades termofísicas a partir de análises de sensibilidade no domínio da frequência utilizando métodos periódicos. Esse estudo mostrou que somente se faz necessário o conhecimento da fase para a determinação de λ e α . Por esta técnica α pôde ser obtida aplicando-se um fluxo de calor conhecido em uma superfície da amostra e em outra posição desta mesma amostra, e assim encontrou-se uma resposta periódica para a temperatura. Já a determinação de λ foi realizada com base em valores médios de temperatura e fluxo de calor. Nesse trabalho, a determinação destas propriedades ocorreu em amostras diferentes, Delrin ou polioxymethylene e o aço inoxidável AISI 304, contudo somente os resultados para α apresentaram-se confiáveis. Um fator negativo desta montagem refere-se ao alto custo e a uma grande dificuldade para sua realização, pois é necessário um fluxo de calor periódico.

No trabalho apresentado por Blackwell *et al.* (2000) foi proposto determinar λ em regime transiente. Para alcançar este objetivo, os coeficientes de sensibilidade foram analisados a fim de guiar o projeto de um experimento para estimar a condutividade térmica para o Aço Inox AISI 304. As principais informações obtidas desta análise foram a duração do experimento, a localização dos sensores, a taxa de amostragem, entre outras. Além disso, utilizou-se a maximização do determinante da matriz de sensibilidade para alcançar as condições ótimas citadas por Beck e Arnold (1977). A condutividade pôde ser determinada por uma configuração experimental, onde a condução de calor foi considerada axial nas paredes de um cilindro oco, apresentando ótimos resultados. Para estimar esta propriedade aplicou-se uma função erro quadrática, definida pelo quadrado da diferença entre a temperatura experimental e a numérica (obtida por um modelo computacional), em conjunto com um software de otimização, chamado Dakota, para encontrar o mínimo da função, ou seja, o valor da propriedade.

Aviles *et al.* (2001) empregaram um experimento virtual transiente para estimar de forma simultânea λ e α através de uma técnica espectral com geração de fluxo de calor periódico. Um modelo bidimensional no domínio do tempo e da frequência foi utilizado nesta técnica para solucionar analiticamente a equação da difusão. As propriedades foram determinadas através da minimização de uma função objetivo, que consiste na diferença ao

quadrado entre as fases experimentais e as fases calculadas pelo modelo. Da mesma forma que em Haji-Sheik *et al.* (1998) nesse trabalho foi necessário gerar um fluxo de calor periódico.

Nicolau *et al.* (2002) determinaram λ e ρc_p de materiais isolantes, porém, com uma particularidade, pois utilizaram um dispositivo experimental e uma metodologia própria. O aparato experimental foi formulado com base em fluxímetros em gradientes tangenciais e aplicado a amostras planas e quadradas. A técnica é baseada no fornecimento de fluxo de calor constante em uma superfície, promovendo o aquecimento da amostra, enquanto o lado oposto é resfriado por uma placa arrefecida por água, mantendo a superfície com temperatura constante. Para simplificar a técnica, partiu-se do princípio que a montagem encontrava-se na mesma temperatura e que na condição de regime permanente existia uma diferença de temperatura constante sobre a superfície da amostra. Desta forma, foi possível obter λ após estabelecido o regime permanente. O calor específico foi obtido com base nos dados fornecidos pelo fluxímetro, pelo gradiente de temperatura encontrado na amostra e pelo valor de calor absorvido. Uma desvantagem deste experimento se refere ao longo tempo até se atingir o regime permanente, visto que é um pré-requisito para a determinação de λ .

Orlande *et al.* (2002) usaram técnicas de otimização para problemas inversos com o intuito de determinar λ e ρc_p simultaneamente para o Teflon. Nesse trabalho desenvolveu-se uma bancada experimental constituída por um aquecedor entre duas amostras a serem analisadas. Para garantir a condição de temperatura prescrita na superfície não aquecida, utilizou-se duas chapas de alumínio em contato com as amostras. As temperaturas foram medidas na superfície aquecida e não aquecida da amostra. A montagem simétrica foi realizada com o intuito de minimizar o erro na medição do fluxo de calor. Para validar essa hipótese, verificou-se a igualdade da temperatura para as duas amostras em ambas as superfícies. Dentre as técnicas utilizadas para a estimativa das propriedades, os autores citaram o Método de Levenberg-Marquardt e o Método Sequencial de Estimação de Parâmetros. Um trabalho similar foi realizado por Huang & Huang (2007) onde a técnica de problema inverso Levenberg-Marquadt foi utilizada para determinar de forma simultânea α e λ de tecidos biológicos.

Assael e Gialou (2003) implementaram uma melhoria no Método do Fio Quente para determinar λ de uma amostra de Aço Inox AISI 304L variando a temperatura desde a ambiente até 277 °C. Esta melhoria refere-se à nova montagem do sensor de fio quente,

utilizando uma pasta de silicone e dois finos filmes de poliamida entre os dois fios quentes e a amostra a ser analisada. O diferencial desta montagem refere-se ao fato de eliminar o contato elétrico entre os fios e a amostra, além de evitar a presença de interstícios de ar na montagem, tornando possível a caracterização de materiais metálicos. Para determinar λ aplicou-se um modelo térmico bidimensional e utilizou-se o método dos elementos finitos para resolvê-lo. Os resultados obtidos apresentaram desvio padrão menor que 1,5 % para um intervalo de confiança de 95 %.

Lima e Silva *et al.* (2003) realizaram uma modelagem para a determinação das propriedades α e λ de polímeros. Uma particularidade desse método refere-se à determinação das propriedades térmicas *in situ* (em campo), ou seja, é um método adequado para experimentos onde os sinais de temperatura e de fluxo de calor são obtidos usando somente uma superfície. Nesse trabalho utilizou-se uma função objetivo para cada propriedade térmica determinada. Para a difusividade empregou-se a função objetivo de fase, que consiste na correlação entre os sinais de temperatura experimental e teórica no domínio da frequência. Uma técnica utilizada para realizar a minimização destas funções citadas foi a Seção Áurea. Esta foi empregada em conjunto com as técnicas de otimização sem restrição e da aproximação polinomial. Para a determinação de λ , utilizou-se uma função objetivo de mínimos quadrados entre as temperaturas experimentais e teóricas no domínio do tempo.

Lahoucine e Khellaf (2004) apresentaram um método para determinar simultaneamente α e λ para o Delrin e o Aço Inox AISI 304 aplicando um método periódico e considerando a influência dos termopares. A difusividade foi obtida através do atraso de fase, similar ao trabalho de Haji Sheikh *et al.* (1998), enquanto a condutividade foi obtida pelo fator de correção do termopar. Na realidade, este fator está relacionado à amplitude de atenuação das medidas de temperatura, devido aos efeitos do termopar, fornecendo informações como a interação do material analisado com o termopar. Adotou-se nesse trabalho um modelo unidimensional com condição de fluxo periódico na superfície superior da amostra, sendo esta uma desvantagem, devido ao alto custo experimental para gerar esta condição.

Jannot *et al.* (2006) desenvolveram o Método da Placa Quente Transiente para determinar simultaneamente a efusividade, b , e a condutividade térmica de materiais metálicos como alumínio, titânio e aço. O dispositivo proposto consistiu em um aquecedor localizado entre uma amostra plana do material a ser analisado e uma placa de material isolante. Para garantir o modelo unidimensional, utilizou-se um aquecedor e uma amostra

com a mesma área, além de desprezar as perdas oriundas do fenômeno de convecção. Sensores de temperatura foram utilizados para que se pudessem estimar as propriedades através da minimização de uma função erro quadrática entre a temperatura experimental e numérica. Estudos de sensibilidade foram realizados para determinar a melhor região de análise das propriedades e a espessura ideal da amostra. Uma desvantagem desse trabalho refere-se à grande espessura das amostras utilizadas, dificultando o manuseio das mesmas e elevando o custo da técnica.

Borges *et al.* (2006) apresentaram um método para se obter de forma simultânea e independente α e λ de materiais condutores e não condutores. Uma vantagem desta técnica se refere ao fato de obter as propriedades simultaneamente, porém, de forma independente, visto que se aplicam duas funções objetivos, uma no domínio da frequência e outra no domínio do tempo. As funções foram obtidas através do cálculo da fase da função resposta em frequência de um sistema dinâmico e a outra com base nas temperaturas conhecidas. Uma desvantagem desse trabalho é o número pequeno de pontos para estimar o α e como ele é estimado primeiro, isso pode influenciar nos resultados de λ .

Imani *et al.* (2006) apresentaram uma técnica para estimar λ e ρc_p de forma simultânea e dependente da temperatura. Uma análise inversa de condução de calor foi utilizada em conjunto com um Algoritmo Genético Elitista Modificado (Modified Elitist Genetic Algorithm - MEGA). As propriedades foram obtidas utilizando o MEGA na minimização de uma função objetivo de mínimos quadrados baseada nas temperaturas simulada e estimada. Um modelo térmico unidimensional foi utilizado e solucionado numericamente aplicando o método das diferenças finitas. O diferencial desse trabalho refere-se ao fato de utilizar os resultados do MEGA como um valor inicial para o Método de Levenberg-Marquardt. Além disso, análises de sensibilidade foram realizadas a fim de descobrir as influências geradas pelo tempo de aquecimento do experimento.

Ghrib *et al.* (2007) desenvolveram um método baseado no Efeito Mirage, onde é possível determinar simultaneamente α e λ de materiais metálicos como alumínio, ferro, titânio, entre outros. O método consiste na comparação da variação da amplitude e da fase do sinal térmico experimental com a raiz quadrada da frequência modular para o caso estudado. As propriedades foram determinadas a partir do momento em que a curva de temperatura experimental coincidia com a curva teórica, obtendo-se valores satisfatórios quando

comparado à literatura. A desvantagem desse trabalho está no alto custo do aparato experimental.

Tsukada *et al.* (2007) apresentaram uma modificação no método de aquecimento periódico por laser para determinar simultaneamente a condutividade térmica e a emissividade de gotas de materiais fundidos, levitados eletromagneticamente a altas temperaturas. As propriedades foram determinadas utilizando uma função dependente do atraso de fase entre o fluxo periódico e a variação da temperatura registrada por um pirômetro, variando-se a frequência do fluxo periódico. Além disso, análises de sensibilidade foram realizadas para verificar a influência da frequência e da fase na estimativa das propriedades.

Borges *et al.* (2008) desenvolveram um método para estimar a condutividade e difusividade térmica de materiais condutores e não condutores de pequenas dimensões. Esse trabalho é similar ao apresentado por Borges *et al.* em 2006, porém, não foram utilizados transdutores para medir o fluxo de calor, uma vez que este foi obtido aplicando uma técnica inversa baseada nas funções de Green. O experimento foi modelado utilizando um aquecedor em parte da superfície superior da amostra, considerando todas as outras isoladas, caracterizando-se assim um modelo térmico tridimensional. Uma amostra de Aço Inox AISI 304 foi analisada encontrando-se resultados satisfatórios quando comparados aos valores da literatura.

Laskar *et al.* (2008) desenvolveram um método para determinar α de materiais sólidos, como o alumínio, utilizando uma fonte de calor e uma câmera termográfica. A grande vantagem desse método é o baixo custo dos equipamentos, quando comparado ao Método Flash. Esta comparação foi realizada, visto que esses métodos utilizam os mesmos procedimentos para determinar a difusividade térmica. Uma fonte de calor aquece a superfície superior da amostra enquanto a câmera detecta as variações da temperatura com relação ao tempo na superfície oposta ao aquecimento. Assim, o valor da propriedade foi obtido através da solução da equação da difusão do calor, levando-se em conta os efeitos da convecção. Os autores obtiveram ótimos resultados quando comparados com os resultados da literatura.

Mohamed (2008) usou a Técnica Seqüencial de estimação de parâmetros para determinar simultaneamente λ e ρc_p de alimentos. A montagem experimental consistiu de uma amostra com um fluxo constante aplicado na superfície superior e isolada em todas as outras faces. Um programa computacional foi desenvolvido com o intuito de avaliar a melhor configuração do experimento. As configurações analisadas foram: a posição do termopar, o

efeito do valor inicial do parâmetro adotado no procedimento de otimização da Técnica Sequencial e de que maneira os erros intrínsecos ao projeto interferiam nos resultados encontrados. Estas variantes foram analisadas com base nos resultados obtidos dos coeficientes de sensibilidade.

Stankus *et al.* (2008) desenvolveram um método para determinar α e λ para uma liga de Aço Inox variando a temperatura inicial. Para determinar a difusividade térmica utilizou-se o Método Flash buscando manter a diferença de temperatura menor que 3 K. O diferencial desse trabalho refere-se ao fato de se estimar a condutividade térmica através de dados da literatura, como o calor específico e a massa específica, e a partir do valor da difusividade térmica estimada. A análise foi realizada dessa maneira vista a dificuldade encontrada em se estimar a troca de calor entre a amostra e o ambiente quando se variava a temperatura inicial, gerando erros no cálculo da condutividade térmica. Assim, os resultados encontrados foram considerados confiáveis, já que apresentaram um erro menor que 0,1 %.

Analisando todas as técnicas mencionadas anteriormente, percebe-se que cada trabalho possui uma característica própria, gerando uma grande contribuição e possibilitando o desenvolvimento de novos trabalhos. Assim, esta revisão bibliográfica teve por objetivo citar alguns dos principais trabalhos já desenvolvidos e reunir informações suficientes para dar início ao desenvolvimento de uma metodologia para a determinação da condutividade térmica e da capacidade de calor volumétrica, de forma simultânea, para materiais metálicos.

Capítulo 3

METODOLOGIA

Apresenta-se neste tópico o embasamento teórico necessário para o desenvolvimento da técnica que será utilizada para determinar simultaneamente as propriedades térmicas λ e ρc_p de materiais metálicos. A vantagem desta técnica refere-se ao fato das propriedades serem obtidas de forma simultânea no domínio do tempo.

3.1 MODELO TÉRMICO UNIDIMENSIONAL (1D)

Na Figura 3.1 apresenta-se o modelo térmico unidimensional que consiste em uma amostra localizada entre um aquecedor resistivo e um isolante. Para garantir o fluxo unidirecional a amostra analisada possui espessura muito menor comparada às outras dimensões. Além disso, todas as superfícies da amostra, exceto a aquecida ($x = 0$), foram isoladas.

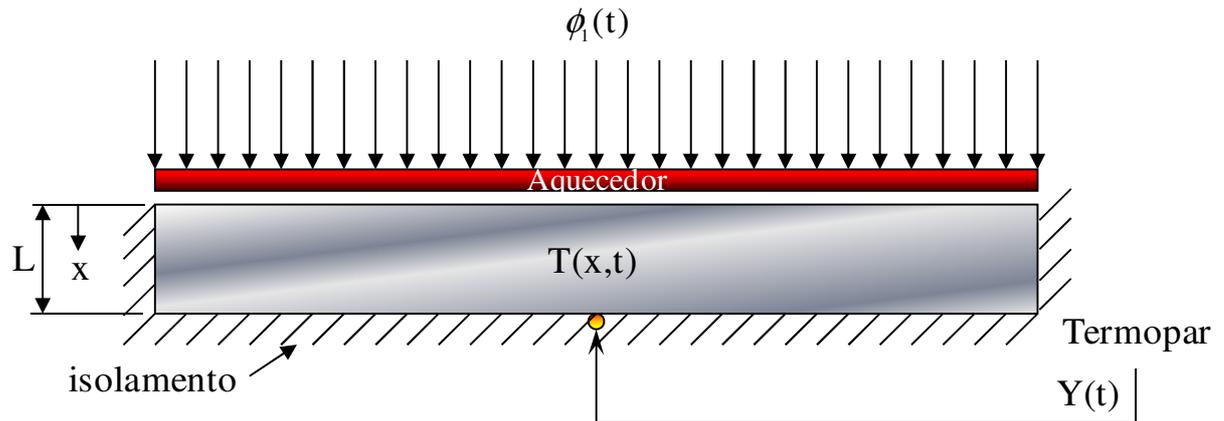


Figura 3.1 – Modelo térmico unidimensional.

A equação da difusão de calor, considerando a condição de propriedades constantes, que descreve o problema apresentado na Figura 3.1 pode ser escrita como sendo:

$$\frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} = \frac{\rho c_p}{\lambda} \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} \quad (3.1)$$

sujeita às condições de contorno:

$$-\lambda \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} = \phi_1(t) \quad \text{em } x = 0 \quad (3.2)$$

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial x} = 0 \quad \text{em } x = L \quad (3.3)$$

e à condição inicial:

$$T(x,t) = T_0 \quad \text{em } t = 0 \quad (3.4)$$

sendo x a coordenada cartesiana, t o tempo, ϕ_1 o fluxo de calor imposto, T_0 a temperatura inicial do corpo e L a espessura da amostra.

3.2 SOLUÇÃO DO MODELO

O campo de distribuição de temperatura numérica é obtida através da solução da equação da difusão unidimensional (Eq. 3.1) utilizando o Método de Diferenças Finitas com formulação implícita. A formulação implícita foi utilizada com o intuito de evitar o critério de

estabilidade, permitindo a utilização de qualquer intervalo de tempo, com base nos experimentos, sem que ocorram erros no cálculo da temperatura. Além disto, este método apresentou baixo custo computacional, aplicando-se Gauss-Seidel para a solução do sistema linear. Vale ressaltar, que o número de nós igual a 10 ($n_p = 10$) foi utilizado na solução do problema numérico, pois este valor apresentou resultados satisfatórios quando realizou-se o teste de refinamento da malha. O detalhamento da solução deste modelo será apresentado a seguir.

A solução foi obtida aplicando-se o balanço de energia para um volume de controle que pode ser representado como mostra a Figura 3.2. O ponto 0 (zero) indica o nó na superfície onde o fluxo é imposto, os pontos de 1 a $n_p - 1$ indicam os nós intermediários e por fim, o nó n_p está posicionado na superfície com condição de isolamento.

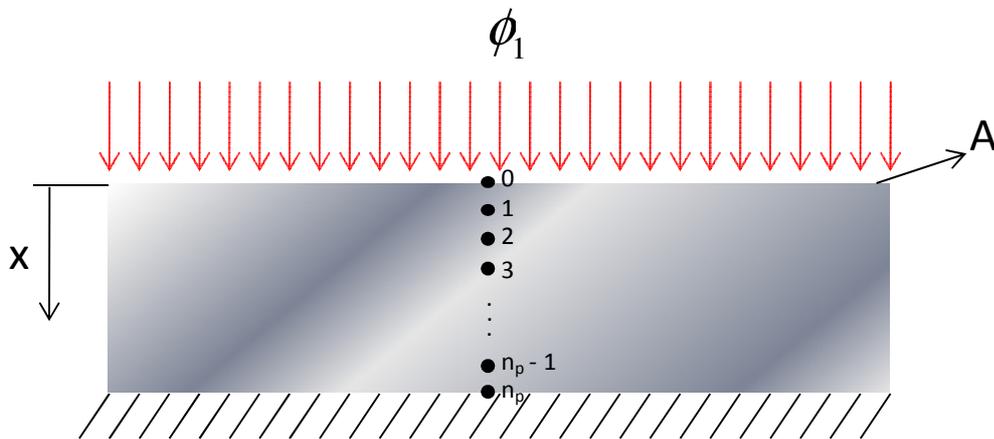


Figura 3.2 – Esquema do balanço de energia.

O balanço de energia para o caso proposto pode ser representado por:

$$\dot{E}_e - \dot{E}_s + \dot{E}_g = \dot{E}_{ac} = \frac{dE_{ac}}{dt} \quad (3.5)$$

sendo, \dot{E}_e a taxa de energia de entrada, \dot{E}_s a taxa de energia de saída, \dot{E}_g a taxa de energia gerada internamente e a \dot{E}_{ac} taxa de energia acumulada.

Como as taxas de energias referentes à saída e a geração interna são nulas, tem-se:

$$\dot{E}_e = \dot{E}_{ac} \quad (3.6)$$

Para facilitar o entendimento, a análise do balanço de energia foi dividida em 3 partes. Assim, a partir de um balanço de energia no volume de controle ao redor do nó na superfície, representado na Figura 3.3, obtém-se:

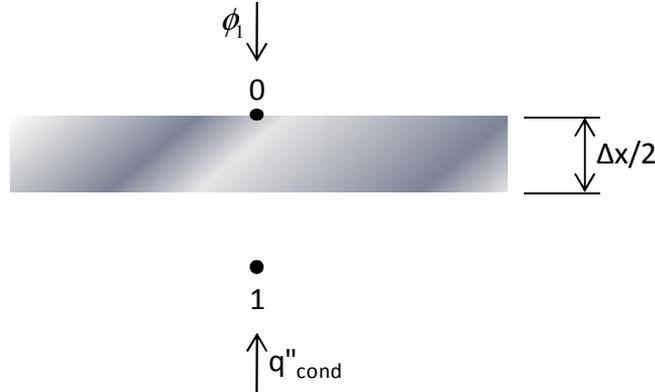


Figura 3.3 – Nó 0 (zero) na superfície onde o fluxo de calor é imposto e nó adjacente 1.

$$\phi_1 A + \lambda A \frac{T_1^p - T_0^p}{\Delta x} = \rho c_p A \frac{\Delta x}{2} \frac{T_0^p - T_0^{p-1}}{\Delta t} \quad (3.7)$$

onde A é a área perpendicular ao fluxo, ρ é a massa específica do material, c_p é o calor específico do material, λ é a condutividade térmica, p o instante de tempo atual, Δt o intervalo de tempo e Δx o incremento da malha

Esta equação, após a realização de algumas operações matemáticas, pode ser apresentada da seguinte forma:

$$T_0^p = \left(2Fo \frac{\phi_1 \cdot \Delta x}{\lambda} + 2Fo T_1^p + T_0^{p-1} \right) / (1 + 2Fo) \quad (3.8)$$

onde Fo é o número de Fourier.

O número de Fourier é definido pela equação:

$$Fo = \frac{\Delta t \alpha}{(\Delta x)^2} \quad (3.9)$$

sendo α a difusividade térmica do material.

Aplicando-se o mesmo procedimento para os nós intermediários, representados na Figura 3.4, chega-se a:

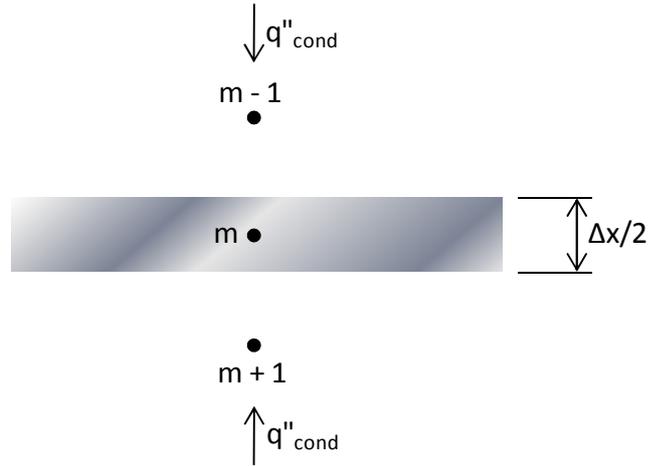


Figura 3.4 – Representação dos nós intermediários.

$$\lambda A \frac{(T_{m-1}^p - T_m^p)}{\Delta x} + \lambda A \frac{(T_{m+1}^p - T_m^p)}{\Delta x} = \rho c_p A \Delta x \frac{(T_m^p - T_m^{p-1})}{\Delta t} \quad (3.10)$$

onde m é o incremento de posição.

Após algumas operações algébricas, apresenta-se a equação da condução de calor para os nós intermediários:

$$T_m^p = (T_m^{p-1} + Fo(T_{m+1}^p + T_{m-1}^p)) / (1 + 2Fo) \quad (3.11)$$

Finalmente, foi obtida a equação para o nó onde é imposta a condição de isolamento, mostrado na Figura 3.5:

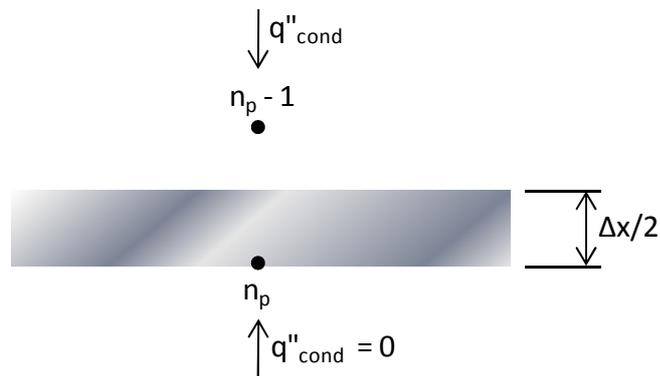


Figura 3.5 – Nó n_p na superfície onde é imposta a condição de isolamento e nó anterior $n_p - 1$.

$$\lambda A \frac{(T_{n_p-1}^p - T_{n_p}^p)}{\Delta x} = \rho c_p A \frac{\Delta x}{2} \frac{(T_{n_p}^p - T_{n_p}^{p-1})}{\Delta t} \quad (3.12)$$

Novamente, após algumas operações, obtém-se:

$$T_{n_p}^p = (T_{n_p}^{p-1} + 2FoT_{n_p-1}^p)/(1 + 2Fo) \quad (3.13)$$

O Apêndice A mostra como se realizou o procedimento de validação do cálculo da distribuição da temperatura, apresentado neste trabalho e a Figura 3.6 apresenta o algoritmo utilizado para o cálculo da temperatura, para o caso unidimensional.

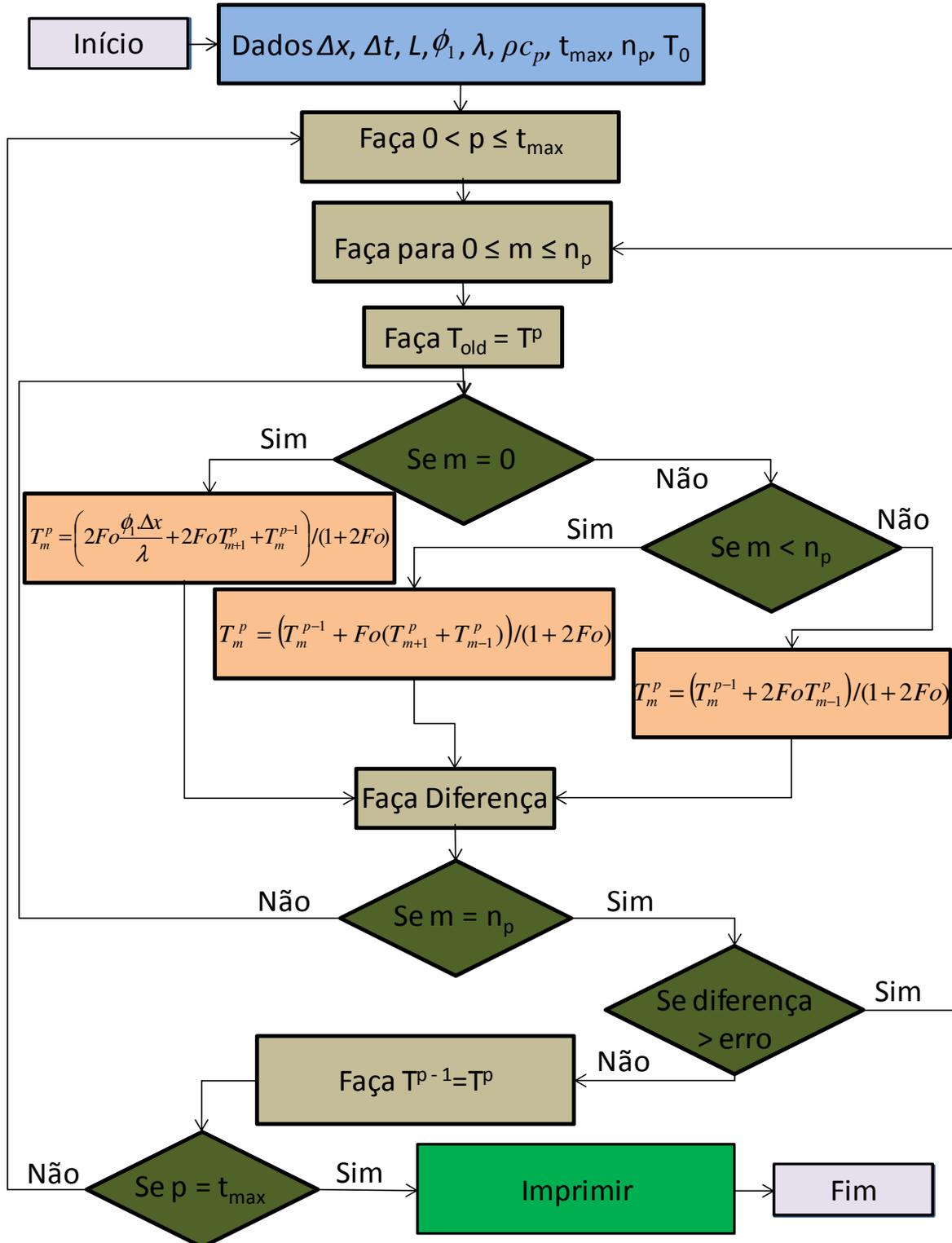


Figura 3.6 – Algoritmo utilizado para calcular a distribuição de temperatura na amostra.

Conhecidos os dados de entrada, como tamanho e número de pontos da malha, espessura da amostra, condutividade térmica, capacidade de calor volumétrica, incremento de tempo, fluxo de calor prescrito, temperatura inicial e tempo do experimento, resolve-se o sistema linear constituído pelo conjunto de equações para cada ponto da malha. Como mencionado anteriormente, o Método de Gauss-Seidel foi escolhido para esse procedimento, pois ele possui a vantagem de utilizar as temperaturas do tempo anterior quando se depara com uma incógnita no tempo atual. Por exemplo, na equação para calcular a temperatura do nó na superfície (T_0^p) é necessário conhecer a temperatura do ponto seguinte para o mesmo incremento de tempo (T_1^p) e como este valor não é conhecido, o método utiliza o valor da temperatura do incremento de tempo anterior (T_1^{p-1}). Esta vantagem permite resolver o sistema equação por equação, não sendo necessário utilizar um solver baseado em matrizes, como o TDMA, que acarreta em um tempo computacional maior. Entretanto, é necessário desenvolver um critério de convergência para o cálculo da temperatura, pois uma vez que o método utiliza temperaturas anteriores em algumas oportunidades, erros são gerados. Assim, o critério de convergência adotado foi: diferença = $|T_{old} - T^p| < \text{erro} = 1e^{-10}$. Desta forma, quando o valor da diferença em módulo se torna menor que o valor do erro, o software permite que a próxima iteração seja efetuada, caso contrário, atualiza-se a temperatura obtida e reinicia-se a iteração para dar seqüência aos cálculos. Quando t se torna igual a t_{max} , o programa é finalizado e as temperaturas são impressas em um arquivo.

A Tabela 3.1 demonstra o valor dos parâmetros utilizados para o cálculo das temperaturas para uma das amostras.

Tabela 3.1 – Valor dos parâmetros utilizados para o cálculo da temperatura.

Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
n_p	10 [-]	Δt	0,1 [s]	t_{max}	250 [s]
L	$10,88 \times 10^{-3}$ [m]	ϕ_1	2640 [W/m ²]	T_0	20,0 [°C]
Δx	$1,21 \times 10^{-3}$ [m]	ϕ_1	640 [W/m ²]	Tempo de processamento	2 [s]

3.3 ANÁLISE DA MELHOR CONFIGURAÇÃO DO EXPERIMENTO PARA DETERMINAR AS PROPRIEDADES λ E ρc_p

Estudos dos coeficientes de sensibilidade para cada amostra foram realizados neste trabalho com o intuito de determinar a configuração ideal do experimento para estimar as propriedades. Este estudo fornece informações como, por exemplo: o correto posicionamento dos termopares, o tempo dos ensaios, o intervalo de tempo da incidência do fluxo de calor imposto e o incremento de tempo para a leitura das temperaturas. Quanto maior o valor dos coeficientes, melhor é a possibilidade de obter as propriedades de forma confiável, porém a diferença entre eles não deve ser grande, com o intuito de evitar problemas como a otimização por somente uma propriedade.

O coeficiente de sensibilidade é definido como sendo a primeira derivada parcial da temperatura em relação ao parâmetro que se deseja analisar (λ e ρc_p), sendo escrito da seguinte forma:

$$X_{ij} = P_i \frac{\partial T_j}{\partial P_i} \quad (3.14)$$

onde T é a temperatura calculada numericamente, P o parâmetro que deseja-se analisar (ρc_p ou λ), i o contador para o número de parâmetros e j o contador para o número de pontos. Como neste trabalho determina-se λ e ρc_p , tem-se: $i = 1$ para ρc_p e $i = 2$ para λ .

Agora, demonstra-se a validação dos coeficientes de sensibilidade utilizados neste trabalho. Esses coeficientes foram calculados aplicando-se o conceito de derivada numérica. Desta forma, tem-se que:

$$X_{ij} = P_i \frac{T_j(P_i) - T_j(P_i + \delta)}{\delta} \quad (3.15)$$

onde $\delta = P_i 10^{-4}$.

Novamente, com o intuito de realizar a validação dos coeficientes obtidos de forma numérica, uma comparação com os coeficientes obtidos através da formulação analítica será realizada. Sabe-se que a primeira derivada parcial da temperatura em função do parâmetro

resulta no coeficiente de sensibilidade. Logo, derivando-se a Equação A.10 em relação as propriedades λ e ρc_p e realizando algumas operações algébricas, obtém-se os coeficientes de forma analítica. Assim:

$$X_{1j} = \rho c_p \frac{\partial T(L,t)}{\partial \rho c_p} = -\frac{\phi_1 t}{\rho c_p^2 L} \left[1 + 2(-1)^k \left(e^{-\frac{k^2 \pi^2 \lambda t}{\rho c_p L^2}} \right) \right] \quad (3.16)$$

$$X_{2j} = \lambda \frac{\partial T(L,t)}{\partial \lambda} = (-1)^k \left[\frac{2\phi_1 L}{k^2 \pi^2 \lambda^2} \left(e^{-\frac{k^2 \pi^2 \lambda t}{\rho c_p L^2}} - 1 \right) + \frac{2\phi_1 t}{\lambda \rho c_p L} \left(e^{-\frac{k^2 \pi^2 \lambda t}{\rho c_p L^2}} \right) \right] \quad (3.17)$$

onde $k = 1, 2, \dots, \infty$ para ambas as equações. Deve-se ressaltar que o fluxo de calor (ϕ_1) tem sua intensidade alterada em acordo com o intervalo de tempo pré-definido, entretanto, dentro desses intervalos estabelecidos, o fluxo de calor aplicado é constante. Esse comportamento pode ser percebido analisando-se as diferentes inclinações da curva de temperatura (Figura 3.7), onde o maior fluxo de calor foi aplicado no primeiro intervalo de tempo, o menor fluxo de calor no segundo intervalo e finalizando, o último intervalo com a fonte de alimentação desligada.

As Figuras 3.7 e 3.8 mostram os coeficientes de sensibilidade para λ e ρc_p obtidos através da análise numérica e analítica. As Figuras 3.9 e 3.10 demonstram os desvios entre os coeficientes, ou seja, a diferença entre os resultados obtidos pelos dois métodos.

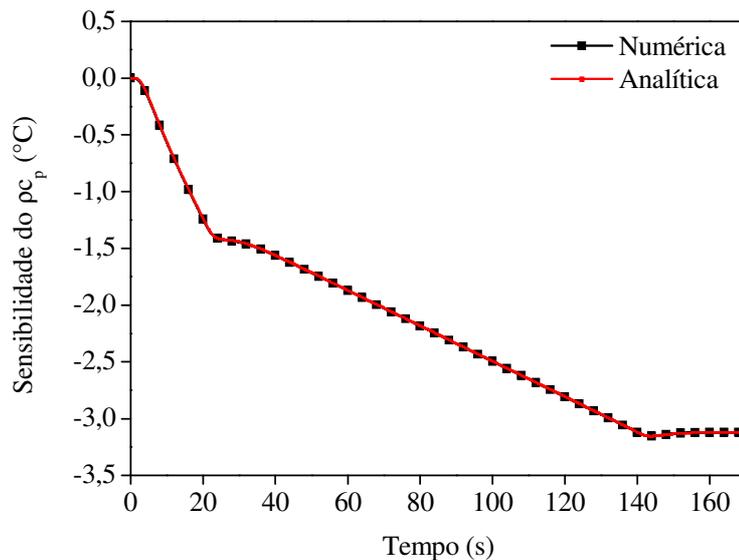


Figura 3.7 – Comparação entre as sensibilidades do ρc_p calculadas a partir da análise numérica e analítica.

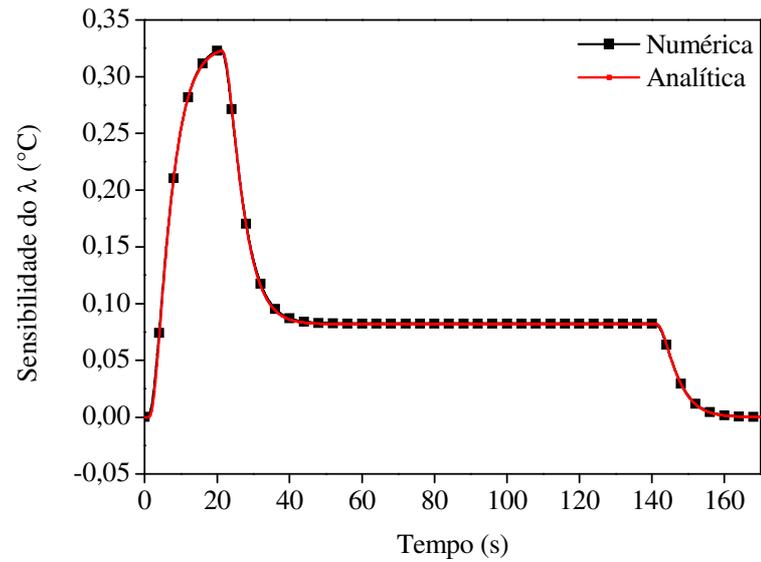


Figura 3.8 – Comparação entre as sensibilidades do λ calculadas a partir da análise numérica e analítica.

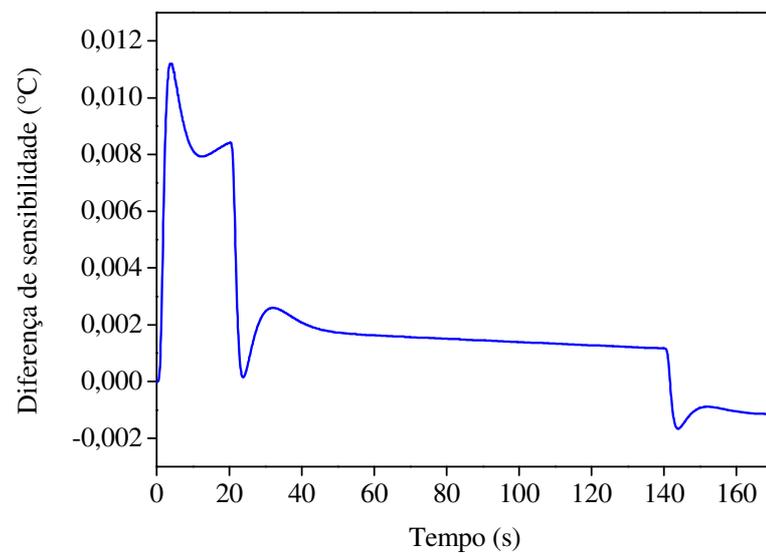


Figura 3.9 – Diferença entre as sensibilidades calculadas para o ρc_p .

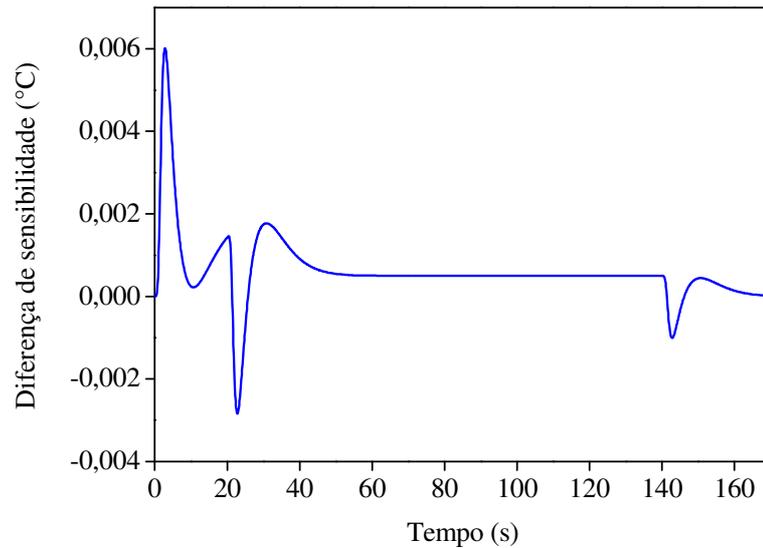


Figura 3.10 – Diferença entre as sensibilidades calculadas para o λ .

De forma similar a comparação da temperatura, observa-se que as curvas de sensibilidade são praticamente idênticas, apresentando diferenças de no máximo 0,011 °C para o ρc_p e 0,006 °C para o λ . Assim, conclui-se que a metodologia numérica utilizada neste trabalho para calcular a sensibilidade das propriedades apresentou resultados satisfatórios.

3.4 ESTIMATIVA DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA E DA CAPACIDADE DE CALOR VOLUMÉTRICA

Para estimar estas duas propriedades de forma simultânea faz-se necessário utilizar uma função erro, baseada na diferença ao quadrado entre a temperatura experimental e a numérica. A seguir apresenta-se a equação da função em questão:

$$F = \sum_{j=1}^n (Y_j - T_j)^2 \quad (3.18)$$

sendo n o número total de pontos e Y a temperatura experimental.

Desta forma, sabe-se que o valor ótimo para λ e ρc_p , ou seja, o valor que minimiza a função erro (Eq. 3.15) é o valor da propriedade que se deseja estimar. Para obter este valor pode-se utilizar técnicas de otimização, sendo que neste trabalho é utilizada a técnica sequencial de otimização BFGS (Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno) apresentada em

Vanderplaats (2005). Esta técnica é uma particularidade dos Métodos da Métrica Variável. As vantagens deste método são a rápida velocidade de convergência e a facilidade para se trabalhar com inúmeras variáveis de projeto. Por se tratar de um método de primeira ordem é necessário conhecer o gradiente da função erro. Para o cálculo do gradiente é utilizado neste trabalho o pacote computacional Design Optimization Tools - DOT (Vanderplaats, 2005). A seguir, encontra-se mais detalhes dos Métodos da Métrica Variável.

Estes métodos têm a característica de utilizar informações de iterações anteriores, porém utilizam vetores para armazenar estas informações ao invés de utilizar um simples escalar. Assim, espera-se que esse método seja mais eficiente e confiável quando comparado aos outros que utilizam um escalar, visto que os vetores podem armazenar mais informações.

O conceito básico deste método é criar um vetor, que se aproxima do inverso de uma matriz Hessiana, com o decorrer da otimização. Nesses métodos, a direção de busca na iteração q é definida como sendo:

$$S^q = -H^q \nabla F(B^{q-1}) \quad (3.19)$$

onde H é uma aproximação da inversa da matriz Hessiana durante o processo de otimização, B é o vetor das variáveis e ∇F é o gradiente da função erro.

Utilizando a direção de busca S^q em conjunto a Equação 3.20, apresentada a seguir, é realizada o processo de busca unidimensional.

$$B^q = B^{q-1} + \beta_q^* S^{q-1} \quad (3.20)$$

onde β_q^* é um escalar multiplicador.

Para dar início ao processo de otimização, definiu-se a matriz H como sendo uma Matriz Identidade, desta forma a direção de busca no primeiro passo é simplesmente a direção do Método da Máxima Descida (Vanderplaats, 2005). Entretanto, no fim da iteração q , uma nova matriz H é calculada através da seguinte equação:

$$H^{q+1} = H^q + D^q \quad (3.21)$$

onde D é uma matriz simétrica de atualização, sendo essa matriz definida pela seguinte equação:

$$D^q = \frac{\sigma + \theta\tau}{\sigma^2} pp^T + \frac{\theta - 1}{\tau} H^q y (H^q y)^T - \frac{\theta}{\sigma} [H^q y p^T + p (H^q y)^T] \quad (3.22)$$

onde p e y são vetores e τ e σ são escalares, definidos por:

$$p = B^q - B^{q-1} \quad (3.23)$$

$$y = \nabla F(B^q) - \nabla F(B^{q-1}) \quad (3.24)$$

$$\sigma = p^T y \quad (3.25)$$

$$\tau = y^T H^q y \quad (3.26)$$

Na realidade, a Equação 3.22 representa uma parte dos Métodos da Métrica Variável e provavelmente os dois métodos mais populares são: Davidon-Fletcher-Powell (DFP) e Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shanno (BFGS). O procedimento de escolha desses métodos está ligado ao valor da variável θ , sendo $\theta = 0$ para DFP e $\theta = 1$ para BFGS.

A Tabela 3.2 apresenta os parâmetros utilizados no método BFGS e a Figura 3.11 apresenta o algoritmo para os métodos DFP e BFGS.

Tabela 3.2 – Parâmetros utilizados no método BFGS.

Parâmetro	Valor	Parâmetro	Valor
Valor inicial para λ	50 [W/(mK)]	Valor inicial para ρc_p	5×10^6 [Ws/(m ³ K)]
Limite inferior para λ	1 [W/(mK)]	Limite inferior para ρc_p	1×10^5 [Ws/(m ³ K)]
Limite superior para λ	100 [W/(mK)]	Limite superior para ρc_p	1×10^7 [Ws/(m ³ K)]
Tempo de processamento	2 [s]	Número de iterações	11 [-]

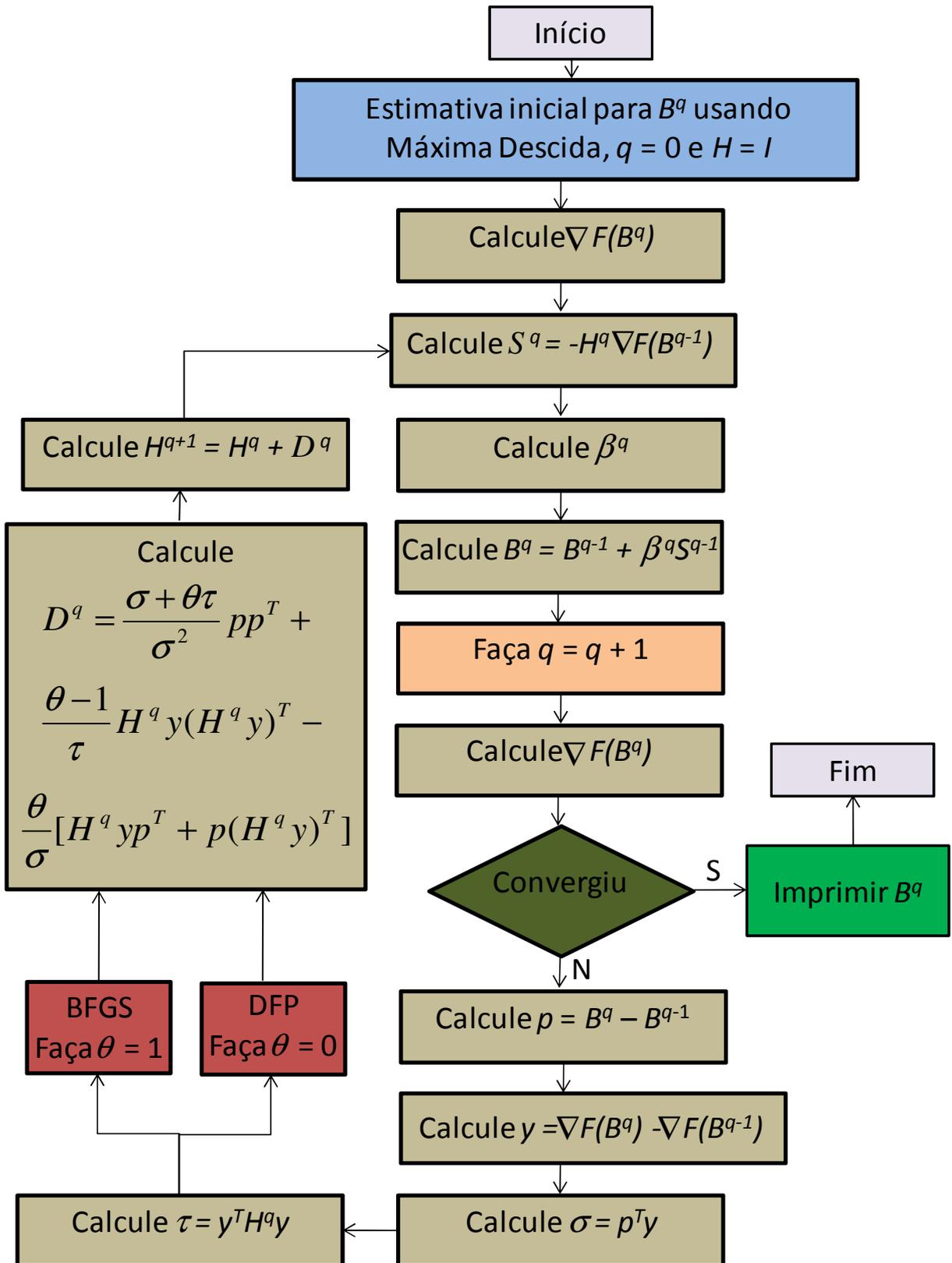


Figura 3.11 – Algoritmo da técnica BFGS e DFP.

Capítulo 4

MONTAGEM EXPERIMENTAL

4.1 DESCRIÇÃO DA BANCADA DE TESTE

A bancada utilizada para determinar as propriedades do Aço Inox AISI 304, Aço Inox AISI 316 e do Titânio ASTM B265 Grau 2 está representada pela Figura 4.1 e os equipamentos utilizados são descritos a seguir.

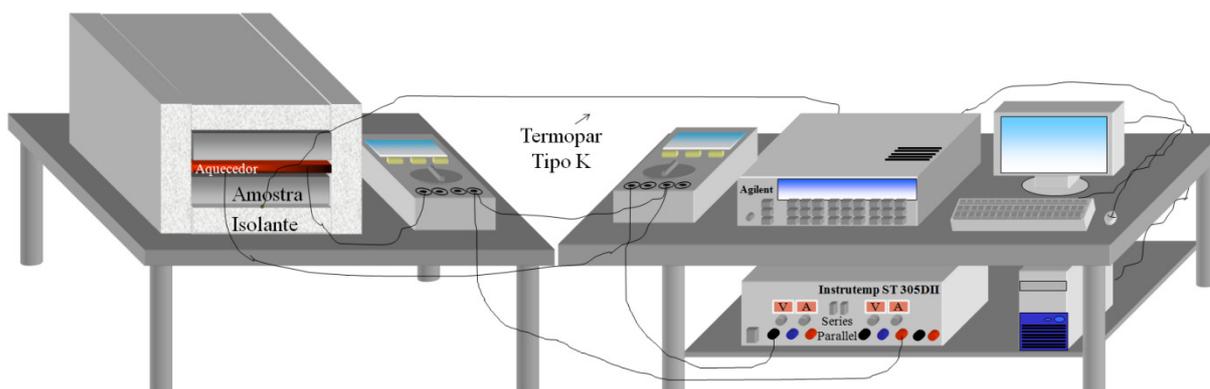


Figura 4.1 – Esquema da bancada utilizada para determinar as propriedades.

A placa de aço inox 304 utilizada possui as dimensões de 49,9 x 49,9 x 10,9 mm, a placa de aço inox 316 tem 49,9 x 49,9 x 10,1 mm e a placa de titânio possui 49,9 x 49,9 x 9,1 mm, conforme mostrado nas Figuras 4.2 a 4.4. Observa-se que as espessuras das amostras são diferentes. Este fato se deve à disponibilidade de chapas no mercado, que variam de acordo com cada fornecedor, e devido à dificuldade de usinar as amostras. Além disso, estes

materiais necessitam de um processo mais elaborado, quando comparado ao processo de usinagem de um aço-carbono.

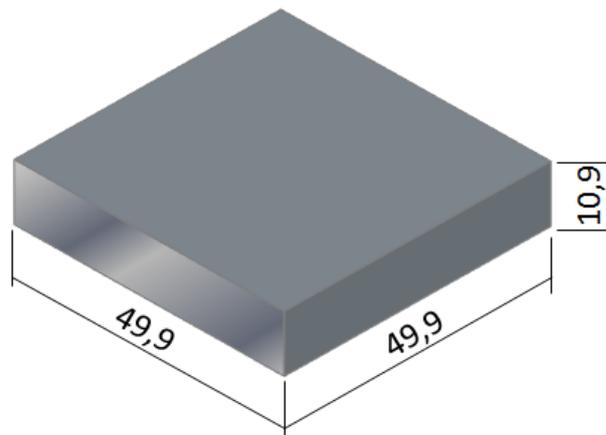


Figura 4.2 – Dimensões das amostras de aço inox 304.

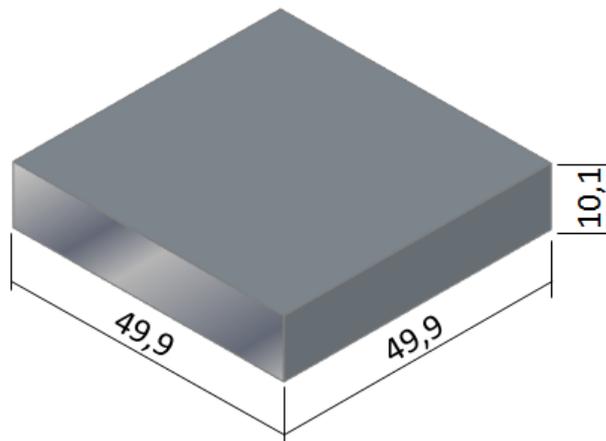


Figura 4.3 – Dimensões das amostras de aço inox 316.

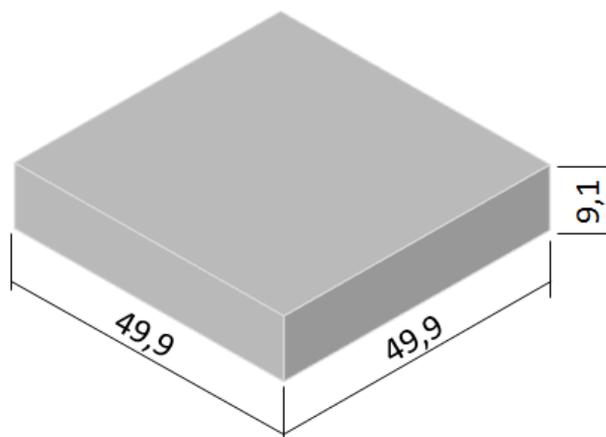


Figura 4.4 – Dimensões das amostras de titânio.

O aquecedor resistivo de kapton, apresentado pela Figura 4.5, apresenta uma resistência de 15Ω e possui as dimensões de $50,0 \times 50,0 \times 0,2$ mm. Este aquecedor foi escolhido devido à sua pequena espessura, permitindo o aquecimento total com maior rapidez de forma uniforme por toda sua superfície (Omega, 2000).

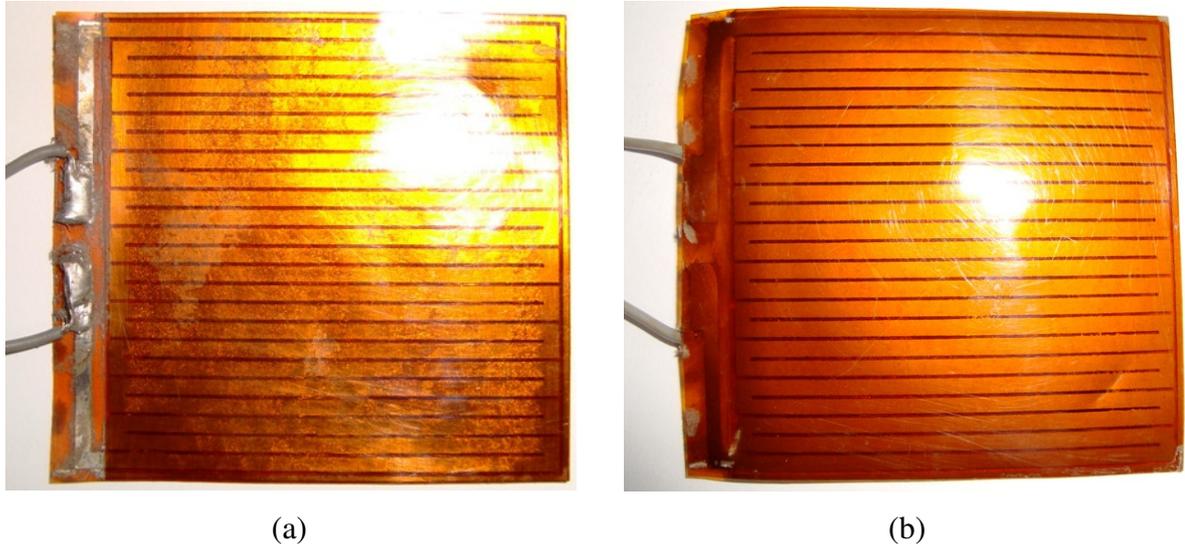


Figura 4.5 – Aquecedor Resistivo. (a) vista superior e (b) – vista inferior.

Este aquecedor é conectado a uma fonte de alimentação digital Instrutemp ST 305D-II, mostrada pela Figura 4.6, para fornecer o fluxo de calor necessário. O diferencial desta fonte está no fato dela proporcionar três tipos de ajustes: independente, série e paralelo. Esta característica permite utilizar diferentes intensidades de fluxo de calor através da escolha correta do ajuste das resistências. Assim, diferentes intensidades de fluxo de calor foram utilizadas no mesmo experimento, com o intuito de atingir as melhores condições para determinar as propriedades de forma simultânea, de acordo com os coeficientes de sensibilidade. Para alcançar estas condições foi necessário realizar o seguinte procedimento: utilizar a condição em série para fornecer o maior fluxo de calor na primeira parte do experimento e a condição em paralelo para prover o menor fluxo de calor na segunda parte.



Figura 4.6 – Fonte de corrente contínua Instrutemp.

Para minimizar os erros na medição do fluxo de calor utilizou-se uma montagem simétrica e, além disso, os valores de corrente e tensão aplicados foram medidos pelos multímetros Instrutherm MD-380 e Minipa ET-2042C, previamente calibrados, que podem ser visualizados pelas Figuras 4.7 e 4.8.



Figura 4.7 – Multímetro Instrutherm.



Figura 4.8 – Multímetro Minipa.

Devido ao fato do contato entre o aquecedor resistivo e a amostra não ser perfeito utilizou-se a pasta térmica de prata Arctic Silver 5, Figura 4.9, para eliminar os interstícios de ar presentes na montagem. A grande vantagem desta pasta refere-se à sua alta condutividade térmica. Além disso, foram utilizados massas acima da montagem para melhorar o contato entre os componentes.



Figura 4.9 – Pasta Térmica Arctic Silver 5.

Para ajudar a garantir um fluxo de calor unidirecional e eliminar grande parte da convecção causada pelo ar circulando no ambiente, isolou-se a montagem com placas de isopor de 50 mm de espessura. As temperaturas foram coletadas através de um termopar do tipo K (Cromel/Alumel - 30AWG) soldado por descarga capacitiva, Figura 4.10, e calibrado usando um banho calibrador de temperatura Marconi MA 184, Figura 4.11, com uma resolução de $\pm 0,01$ K. Este termopar foi conectado à aquisição de dados Agilent 34980A controlada por um micro computador, como mostra a Figura 4.12. Visando obter melhores resultados, todos os experimentos foram realizados com a temperatura da sala controlada.

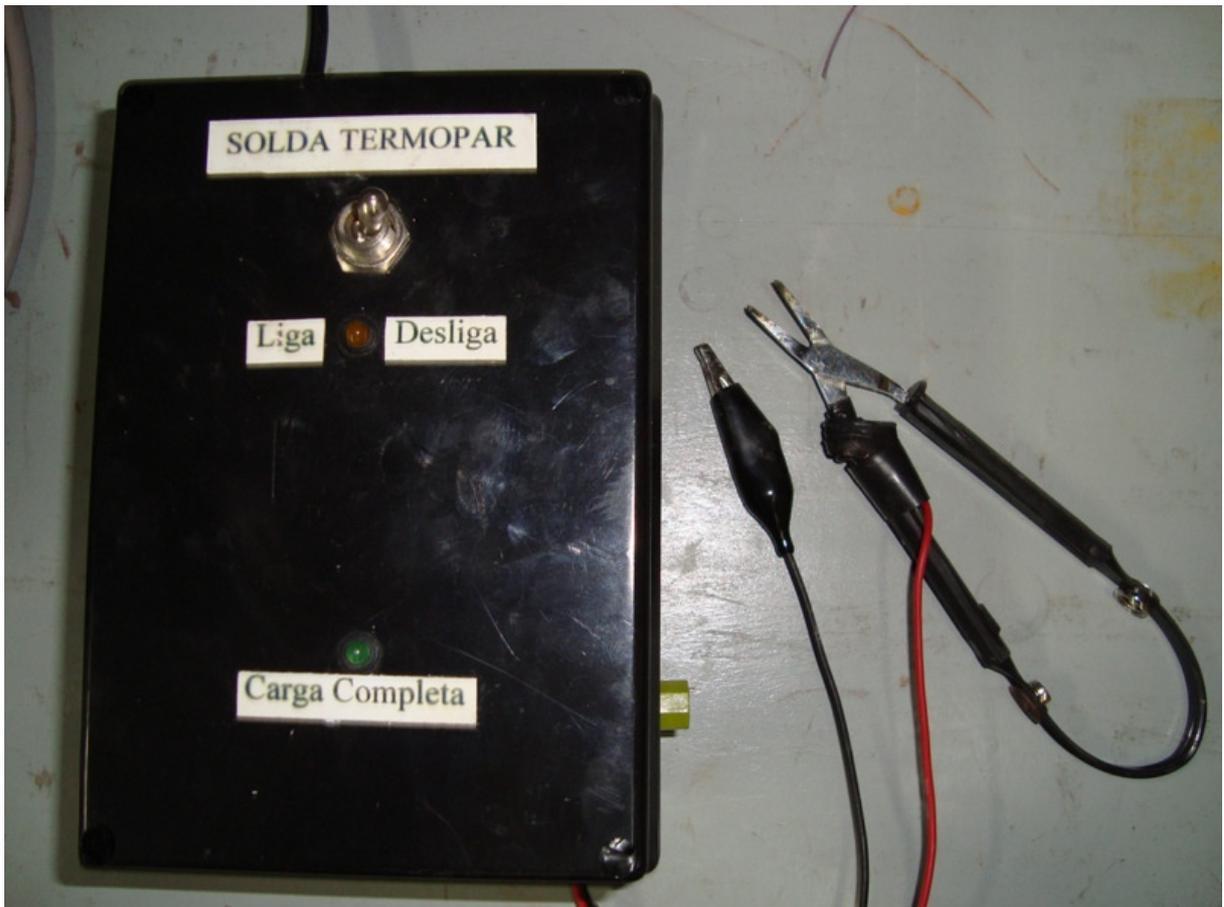


Figura 4.10 – Descarga Capacitiva.



Figura 4.11 – Banho Termostático Marconi.



Figura 4.12 – Aquisição de Dados Agilent e Micro Computador.

4.2 DETALHAMENTO DA MONTAGEM DAS AMOSTRAS

As Figuras 4.13 a 4.16 apresentam o esquema e as dimensões em milímetros, da montagem das amostras, e a posição do termopar utilizada para determinar as propriedades dos materiais utilizados.

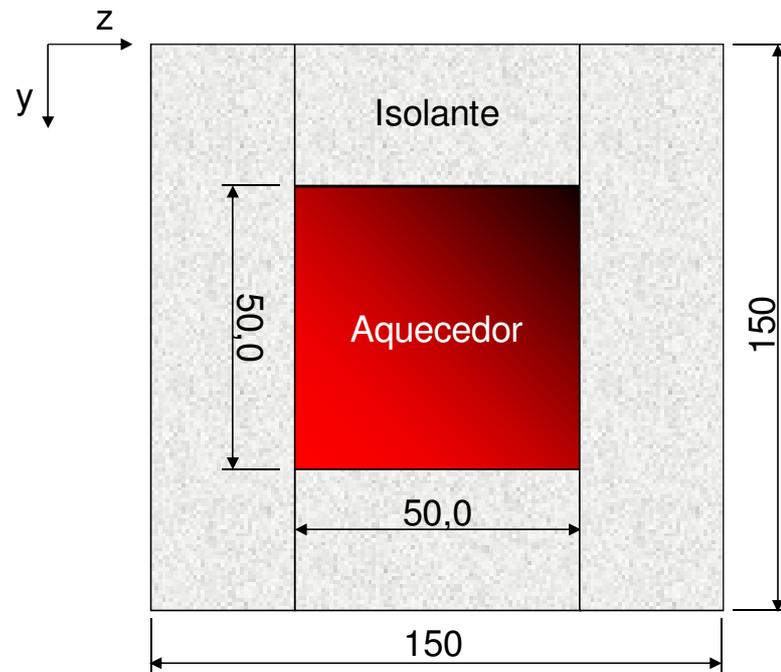


Figura 4.13 – Esquema da montagem (corte vista superior).

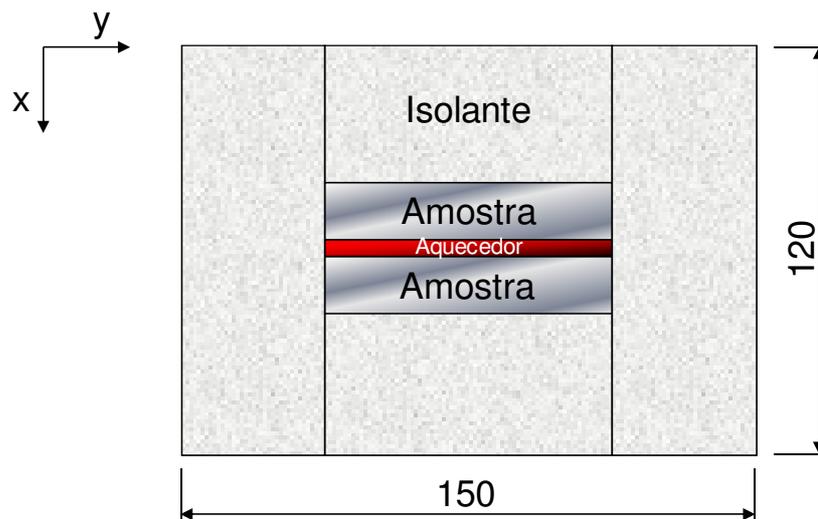


Figura 4.14 – Esquema da montagem (corte vista lateral esquerda).

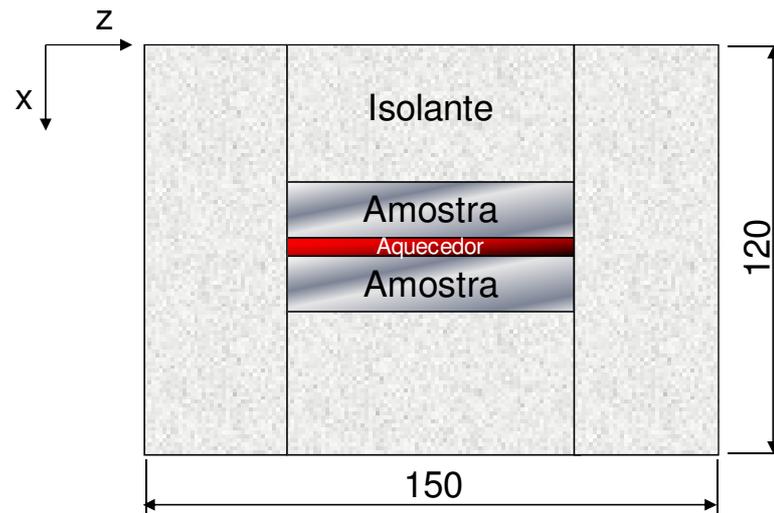


Figura 4.15 – Esquema da montagem (corte vista frontal).

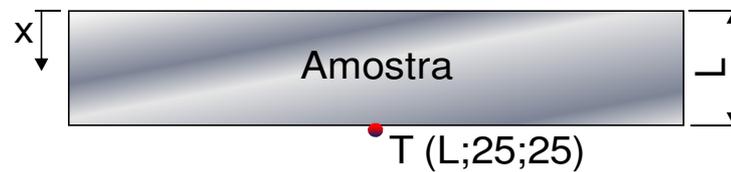


Figura 4.16 – Posição do termopar na amostra.

Conforme pode ser visto pelas Figuras 4.13 a 4.16 decidiu-se por realizar uma montagem simétrica com o termopar localizado no centro da superfície oposta ao aquecimento.

Capítulo 5

ANÁLISE DOS RESULTADOS

Apresenta-se neste capítulo a análise dos resultados obtidos para cada uma das amostras.

5.1 AÇO INOX AISI 304

Quarenta (40) experimentos foram realizados para determinar simultaneamente a condutividade térmica e a capacidade de calor volumétrica do Aço Inox AISI 304. Esses experimentos foram realizados sem promover mudanças na bancada experimental, buscando garantir a igualdade de todos os experimentos. Cada experimento teve a duração de 160 segundos, porém, o fluxo de calor foi imposto durante o intervalo de 0 a 140 segundos, sendo que para o tempo restante, o aquecimento foi desligado.

Todos os experimentos foram realizados de forma a conter três etapas. Na primeira parte do experimento, que consiste no intervalo de 0 a 20 segundos, o fluxo de calor aplicado foi cerca de 2640 W/m². Na segunda parte, intervalo de 20 a 140 segundos, a intensidade do fluxo de calor imposto foi da ordem de 660 W/m². E por fim, na terceira parte, a fonte de corrente contínua foi desligada resultando num fluxo de calor nulo por 20 segundos. Essas intensidades de fluxo de calor junto ao tempo de incidência foram escolhidas para promover

uma diferença de temperatura de no máximo 5 °C. Vale ressaltar que esses valores foram definidos a partir de inúmeros testes. Com o intuito de obter mais informações por unidade de tempo, e por consequência uma análise mais precisa, escolheu-se o incremento de tempo de 0,1 segundo. Esse baixo valor de incremento de tempo se justifica devido ao fato da propagação do calor ocorrer de forma rápida em materiais metálicos, visto que estes possuem alta condutividade térmica. Deve-se ressaltar que incrementos de tempo menores não foram utilizados para não comprometer o tempo de resposta do termopar e da aquisição de dados.

A análise dos coeficientes de sensibilidade foi realizada para determinar a melhor região e configuração para estimar as propriedades de forma simultânea (Beck e Arnold, 1977). Esse estudo fornece informações como o tempo de imposição do fluxo de calor, a intensidade deste fluxo, o incremento de tempo, a localização do termopar e o tempo total do experimento. Para realizar essa análise utilizou-se os valores das propriedades λ e ρc_p retiradas de Incropera *et al.* (2007). Outro objetivo da análise de sensibilidade refere-se ao fato da escolha dos pontos que devem ser considerados na determinação das propriedades. Esses pontos não podem possuir magnitude igual a zero e devem apresentar incidência de fluxo de calor. Deve-se ressaltar que o conjunto de pontos que não se encaixam nessa descrição devem ser desprezados na estimação das propriedades, visto que esses pontos podem fornecer informações erradas. Além dessa análise, realizou-se um estudo sobre a função erro. Esses estudos foram realizados com o objetivo de garantir que existe influência suficiente para determinar as propriedades de forma simultânea na região apontada pela análise de sensibilidade.

A Figura 5.1 apresenta os coeficientes de sensibilidade em $x = L$ para λ e ρc_p . X_1 representa o coeficiente de sensibilidade para ρc_p e X_2 o coeficiente de sensibilidade para λ , ambos para a superfície em $x = L$. O coeficiente de sensibilidade de λ foi multiplicado por um fator com o intuito de melhorar a visualização da curva, visto que sua magnitude é pequena quando comparada ao coeficiente de sensibilidade do ρc_p . Analisando a Figura 5.1 observa-se que X_2 aumenta durante os primeiros 20 segundos e após este tempo, devido a mudança da intensidade de fluxo de calor imposto, seu valor diminuiu e se estabiliza, permanecendo constante até o momento em que a fonte é desligada. Um comportamento diferente é encontrado ao se analisar X_1 , visto que esse aumenta praticamente na mesma magnitude em que ocorre o aumento de temperatura. Além disso, percebe-se um grande e repentino aumento durante os primeiros 20 segundos devido ao maior valor do fluxo de calor imposto. Com base nesses fatos, aplicou-se o maior fluxo de calor na primeira etapa do experimento buscando obter maior sensibilidade para λ e o menor fluxo de calor na segunda etapa objetivando

aumentar a sensibilidade para ρc_p e mantê-la constante para λ . Esse procedimento foi adotado devido à necessidade de controlar a magnitude da relação entre X_1 e X_2 , com o objetivo de garantir que a otimização ocorra para as duas propriedades. Percebe-se também que os coeficientes de sensibilidade são linearmente independentes, ou seja, um coeficiente não interfere no outro. Essa é uma importante condição para que as propriedades possam ser determinadas simultaneamente. Com base na análise de sensibilidade e no estudo apresentado por Taktak *et al.* (1993) observou-se que quanto menor a distância entre o ponto de leitura de temperatura e o aquecedor resistivo, maior é o coeficiente de sensibilidade. Porém, após alguns ensaios e estudos percebeu-se que quando o termopar encontrava-se na superfície do aquecimento, $x = 0$, interstícios de ar surgiam e a distribuição de temperatura tornava-se não uniforme na superfície, acarretando em erros nas análises. Um estudo detalhado com relação as dificuldades de medição de temperatura na superfície frontal ao aquecimento para materiais metálicos foi apresentado em Guimarães (1993).

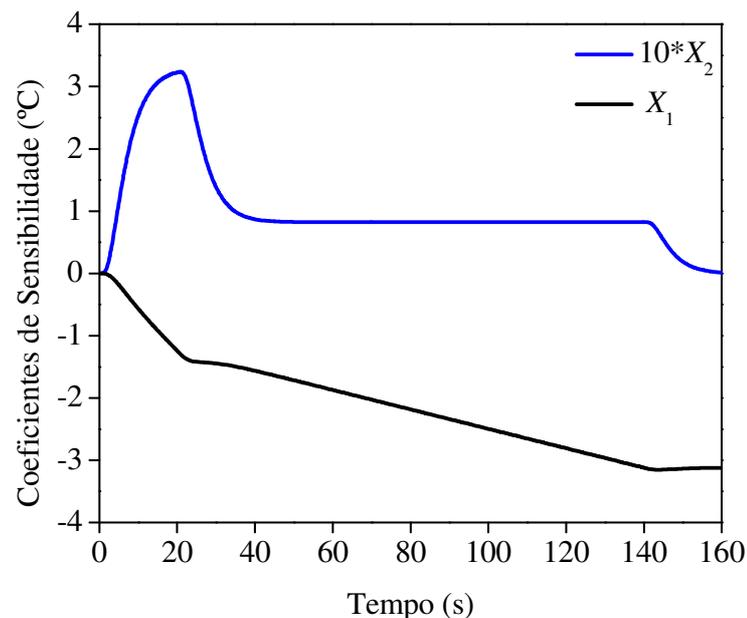


Figura 5.1 – Coeficientes de Sensibilidade do Aço Inox AISI 304.

A Figura 5.2 apresenta os valores da função erro calculados para λ e ρc_p . Esta figura mostra que existe influência suficiente para determinar as propriedades de forma simultânea na região analisada, pois um valor mínimo foi encontrado para cada propriedade.

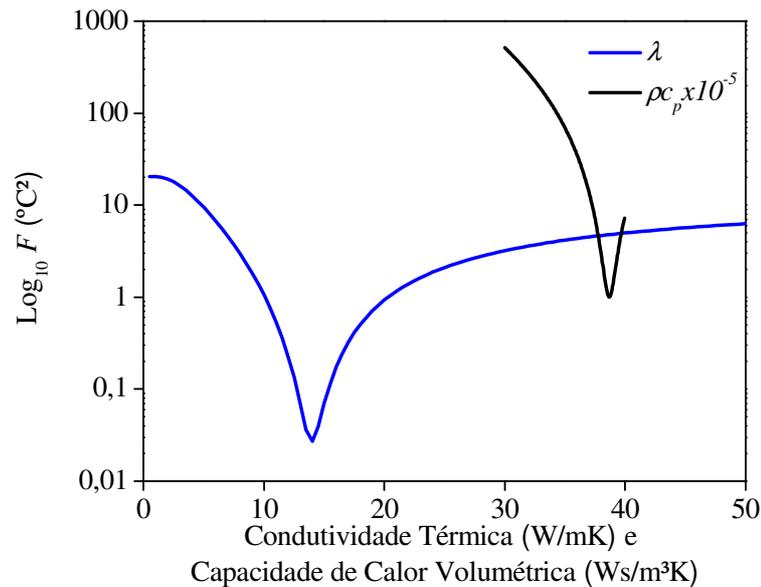


Figura 5.2 – Valores da Função Erro para o Aço Inox AISI 304.

Outro fator importante na determinação dos pontos a serem utilizados, refere-se ao tempo que o aquecedor necessita até atingir o regime, ou seja, fornecer o fluxo de calor equivalente aos valores de corrente e tensão lidos nos multímetros. Com base em ensaios realizados determinou-se que o tempo médio para que o regime fosse estabelecido é de aproximadamente 5 segundos. Assim, foram desprezados os primeiros 50 pontos de cada análise com o intuito de evitar erros nos resultados. Maiores detalhes do ensaio realizado para a determinação deste tempo de espera encontram-se disponíveis no Apêndice C. Após todas as análises realizadas anteriormente, decidiu-se utilizar os pontos correspondentes ao intervalo de 5 a 140 segundos.

Com o objetivo de conferir se as condições definidas resultavam em bons experimentos, outra análise foi realizada. Esta análise foi baseada no trabalho de Dowding *et al.* (1995) que diz: quando a soma dos coeficientes de sensibilidade de λ e ρc_p , considerando as condições de contorno de fluxo de calor prescrito na superfície superior e de isolamento na superfície oposta, mais o gradiente de temperatura é igual a zero ($X_1 + X_2 + Y - Y_0 = 0$), a melhor condição e configuração para o experimento foi alcançada. Na Figura 5.3 é apresentado o resultado desta análise.

Analisando a Figura 5.3 percebe-se que o resultado para esta análise é muito bom, pois a maior diferença encontrada é aproximadamente $0,07^{\circ}\text{C}$. Este valor é pequeno comparado à incerteza de medição de temperatura, assim, comprova-se que o experimento foi corretamente realizado, considerando-se a montagem utilizada e as condições impostas.

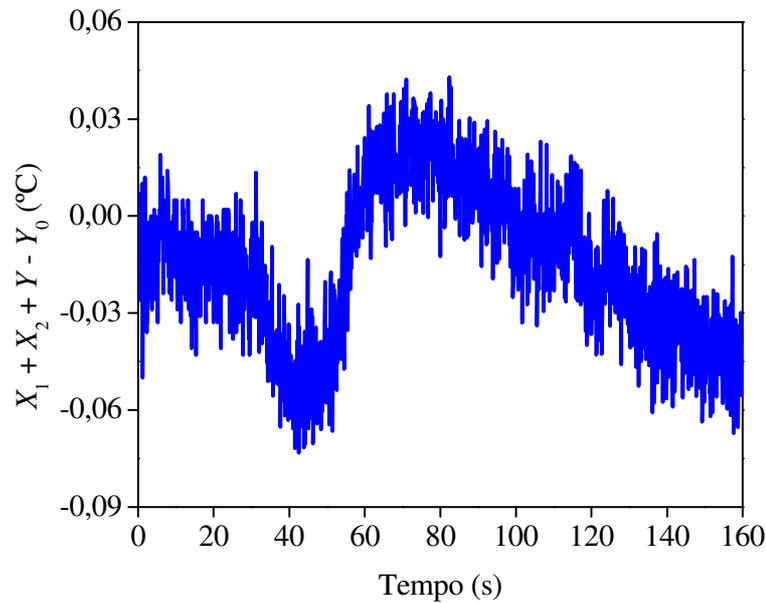


Figura 5.3 – Análise da melhor configuração para o experimento proposta por Dowding *et al* (1995).

A Figura 5.4 apresenta a comparação entre as temperaturas medidas em $x = L$ para ambas as amostras, localizadas acima (Y_1) e abaixo (Y_2) do aquecedor (ver Figuras 4.13 a 4.16). Esta comparação foi realizada com o intuito de comprovar a simetria do experimento, visto que essa condição foi adotada para realizar o cálculo do fluxo de calor aplicado. Nesta figura observa-se uma boa concordância entre as duas curvas, porém uma pequena diferença. Essa diferença se deve ao fato do peso da montagem melhorar o contato do aquecedor com a amostra inferior, resultando em uma resistência de contato menor quando comparada com a amostra superior. Assim, uma maneira de evitar essa diferença, seria realizar a montagem na disposição vertical, mantendo uma resistência igual para ambas as amostras. Para uma melhor visualização, na Figura 5.5 é apresentada a diferença entre os dois sinais de temperatura. Novamente, fica evidente que a condição de simetria pode ser adotada, uma vez que a máxima diferença encontra-se na ordem de 0,15 °C, que está dentro da incerteza de um termopar.

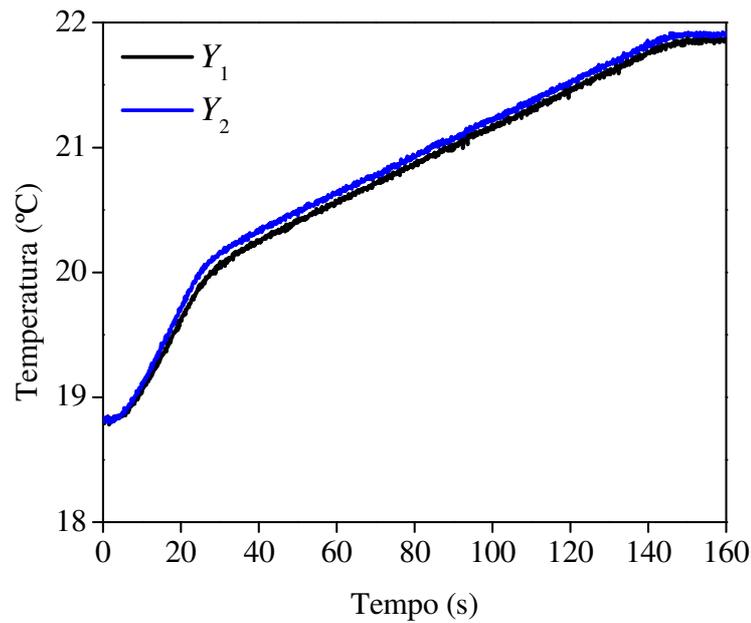


Figura 5.4 – Comparação entre as temperaturas medidas em $x = L$ nas amostras.

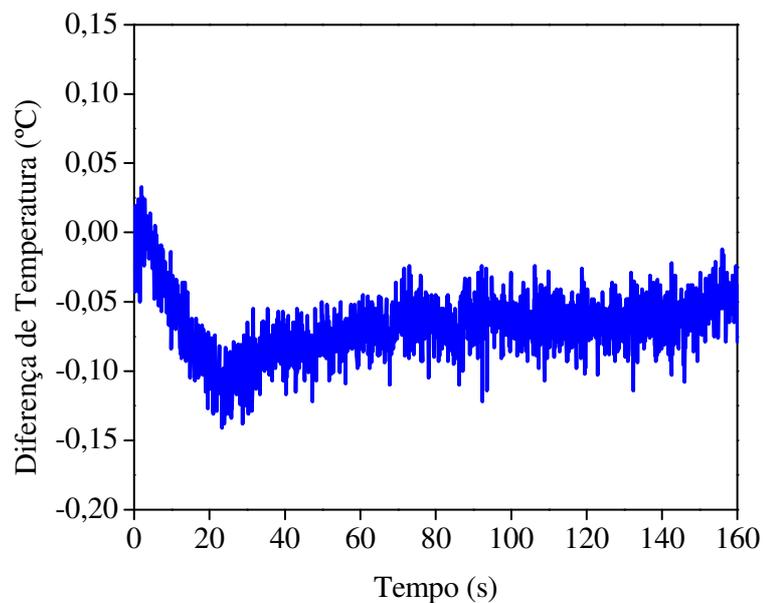


Figura 5.5 – Diferença entre as temperaturas das amostras.

A Figura 5.6 apresenta a distribuição das temperaturas experimental e numérica para a amostra em $x = L$ e o fluxo de calor imposto em $x = 0$. A temperatura numérica é obtida utilizando os valores das propriedades λ e ρc_p estimados para um dos experimentos realizados. Ao realizar a análise da Figura 5.6, percebe-se que as duas temperaturas apresentam comportamento semelhante. Entretanto, para comprovar a boa concordância entre as curvas, a Figura 5.7 mostra os resíduos entre elas. Este resíduo é calculado com base na diferença entre as temperaturas experimental e numérica ponto a ponto, sendo esta diferença dividida pela

temperatura experimental correspondente. Analisando-se esta figura, percebe-se que o maior desvio é cerca de 0,25 %.

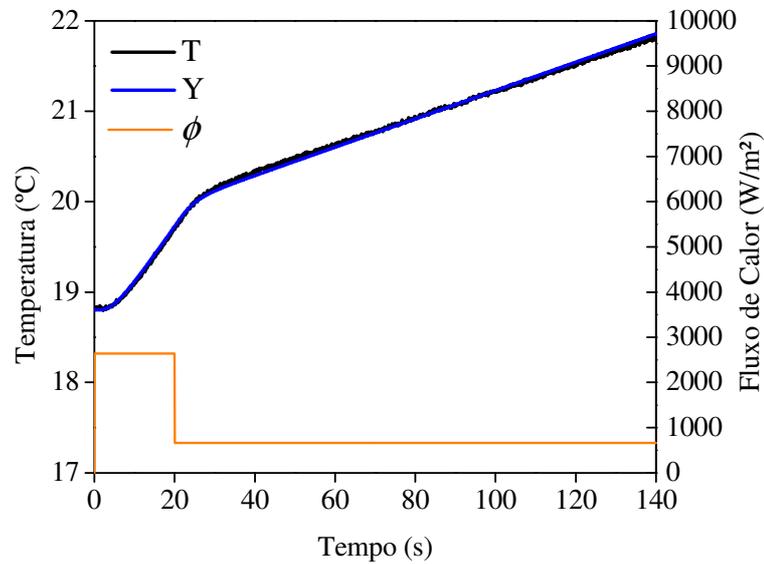


Figura 5.6 – Temperatura numérica (T), experimental (Y) e fluxo de calor imposto.

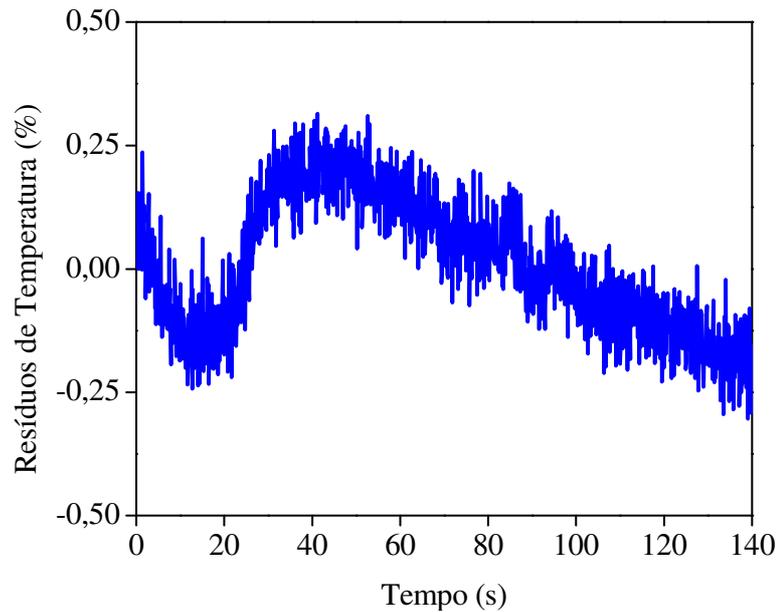


Figura 5.7 – Resíduos de temperatura para o Aço Inox AISI 304.

A Tabela 5.1 apresenta o valor médio, o desvio padrão e a diferença percentual entre o valor médio estimado e o valor da literatura para λ e ρc_p do Aço Inox AISI 304.

Tabela 5.1 – Resultados médios obtidos para o Aço Inox AISI 304.

Propriedade	Média	Borges <i>et al.</i> (2006)	Desvio Padrão	Diferença (%)
$\rho c_p \times 10^{-6}$ (Ws/m ³ K)	3,91	3,89	± 0,04	0,51
λ (W/mK)	14,61	14,64	± 0,16	0,21

A Tabela 5.2 mostra a temperatura inicial, média e máxima de cada experimento e a Tabela 5.3 apresenta o resultado das propriedades λ e ρc_p estimadas para todos os 40 experimentos realizados.

Tabela 5.2 – Temperaturas do Aço Inox AISI 304.

Experimento	T_0 (°C)	$T_{\text{máx}}$ (°C)	$T_{\text{média}}$ (°C)	Experimento	T_0 (°C)	$T_{\text{máx}}$ (°C)	$T_{\text{média}}$ (°C)
1	20,29	23,42	22,31	21	21,24	24,37	23,26
2	20,79	23,93	22,84	22	21,86	24,95	23,87
3	22,36	25,45	24,35	23	19,42	22,57	21,48
4	23,80	23,85	25,79	24	20,30	23,42	22,29
5	20,98	24,13	23,04	25	21,02	24,18	23,08
6	22,12	25,23	24,10	26	18,84	21,93	20,83
7	23,46	26,57	25,46	27	19,73	22,88	21,77
8	18,62	21,81	20,68	28	20,75	23,92	22,80
9	19,55	22,72	21,61	29	17,55	20,67	19,56
10	20,95	24,05	22,96	30	19,16	22,36	21,20
11	21,87	24,99	23,88	31	21,15	24,33	23,22
12	23,13	26,23	25,15	32	23,35	26,45	25,32
13	23,55	26,67	25,57	33	22,92	26,08	24,94
14	22,87	26,04	24,94	34	23,12	26,28	25,16
15	22,98	26,14	25,02	35	18,11	21,23	20,13
16	21,20	24,34	23,22	36	20,15	23,35	22,21
17	21,03	24,18	23,07	37	22,76	25,92	24,81
18	21,82	24,95	23,85	38	23,82	27,32	25,90
19	22,82	25,97	24,87	39	25,03	28,10	27,02
20	20,74	23,88	22,76	40	23,04	26,15	25,04
Média					21,46	24,53	23,48

Tabela 5.3 – Resultados obtidos para o Aço Inox AISI 304.

Experimento	$\rho c_p \times 10^{-6}$ (Ws/m ³ K)	λ (W/mK)	Experimento	$\rho c_p \times 10^{-6}$ (Ws/m ³ K)	λ (W/mK)
1	3,8926	14,603	21	3,8962	14,492
2	3,8688	14,644	22	3,9445	14,417
3	3,8759	14,502	23	3,9254	14,735
4	3,8509	14,696	24	3,9459	14,940
5	3,8854	14,805	25	3,8690	14,371
6	3,8817	14,765	26	3,8198	14,545
7	3,9025	14,733	27	3,8708	14,694
8	3,8652	14,557	28	3,9848	14,698
9	3,9454	14,423	29	3,9315	14,654
10	3,8585	14,551	30	3,9273	14,693
11	3,9045	14,562	31	3,9563	14,578
12	3,8174	14,416	32	3,9200	14,724
13	3,9372	14,393	33	3,9407	14,614
14	3,9689	14,589	34	3,9374	14,607
15	3,9869	14,845	35	3,9179	14,861
16	3,9049	14,516	36	3,9513	14,577
17	3,9030	14,467	37	3,9586	14,276
18	3,9034	14,778	38	3,9497	14,886
19	3,8691	14,425	39	3,8928	14,574
20	3,8401	14,499	40	3,8898	14,754

Ao se analisar todos os resultados estimados das propriedades λ e ρc_p para o Aço Inox AISI 304 observa-se que estes são coerentes com os trabalhos encontrados na literatura, sendo que essas pequenas diferenças podem ser devido à resistência de contato entre o aquecedor resistivo e a amostra, e até mesmo resultante da dificuldade de se isolar completamente o experimento. Esta afirmação é realizada devido ao baixo desvio padrão e a pequena diferença percentual.

5.2 AÇO INOX AISI 316

Este tópico apresenta a análise dos resultados obtidos na determinação de λ e ρc_p da amostra de Aço Inox AISI 316. De forma similar ao Aço Inox AISI 304, realizou-se 40 experimentos. Para cada experimento coletou-se 1500 pontos, porém, o fluxo de calor foi aplicado durante os primeiros 130 segundos. O fluxo de calor imposto foi dividido em duas etapas: na primeira parte, intervalo de 0 a 30 segundos, aplicou-se cerca de 2640 W/m² e na segunda parte, período de 30 a 130 segundos, uma intensidade de aproximadamente 660 W/m². Os 20 segundos restantes foram obtidos com a fonte desligada. O incremento de tempo usado na leitura das temperaturas foi de 0,1 segundo.

A Figura 5.8 apresenta os coeficientes de sensibilidade e a Figura 5.9 mostra o estudo da função erro, ambas as análises feitas como descrito para o Aço Inox AISI 304. Os valores das propriedades utilizados nas análises foram retirados de Incropera *et al.* (2007).

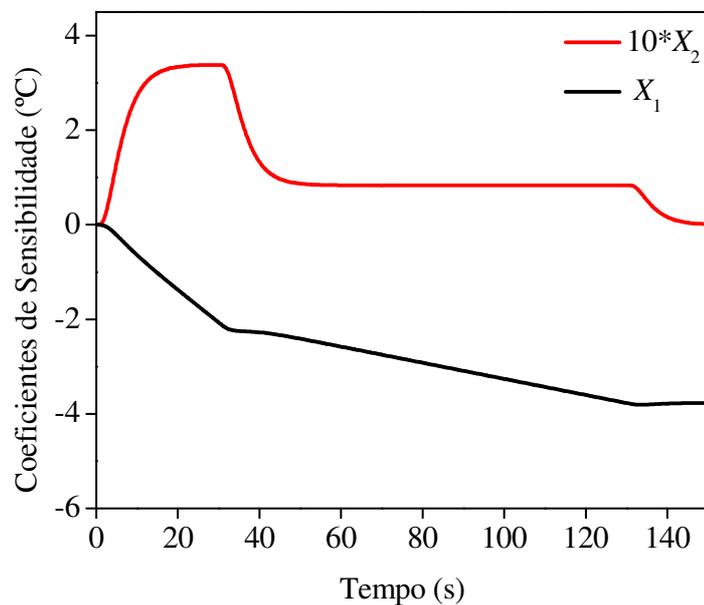


Figura 5.8 – Coeficientes de Sensibilidade do Aço Inox AISI 316.

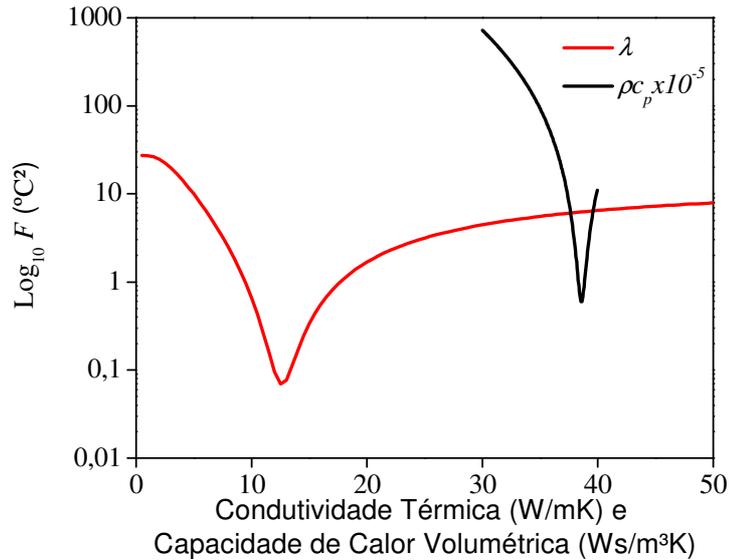


Figura 5.9 – Valores da Função Erro para o Aço Inox AISI 316.

A determinação das propriedades do Aço Inox AISI 316 foi realizada da mesma maneira e considerando as mesmas condições utilizadas para o Aço Inox AISI 304. A Figura 5.10 mostra os resultados para a análise do experimento de acordo com Dowding *et al.* (1995). Os resultados são satisfatórios visto que a máxima diferença é de 0,15 °C, sendo este valor menor que a incerteza adotada para o termopar.

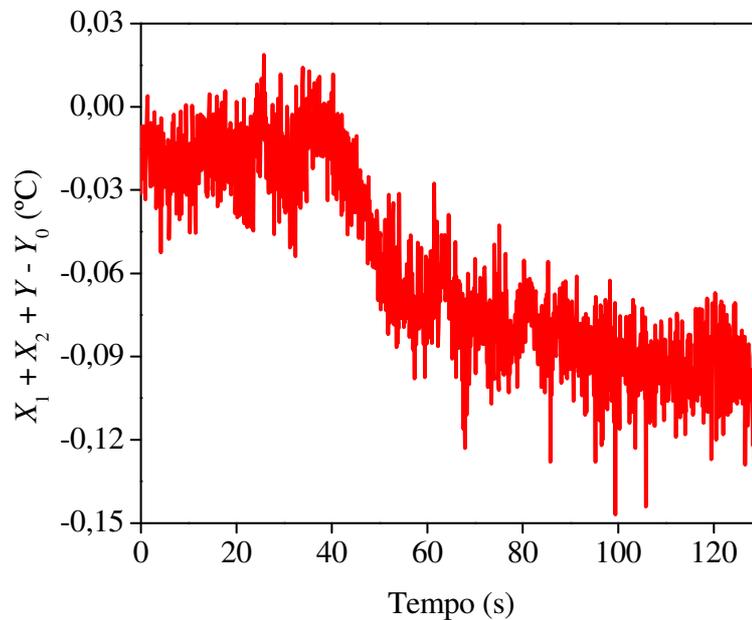


Figura 5.10 – Análise da melhor configuração da bancada experimental.

A Figura 5.11 apresenta o fluxo de calor aplicado e a comparação entre as temperaturas experimental e numérica, sendo que a temperatura numérica é calculada usando-se os valores das propriedades estimados para um experimento. Observa-se que as curvas de temperatura

apresentam boa concordância e este fato pode ser comprovado pela análise da Figura 5.12, que apresenta os resíduos de temperatura. De forma análoga ao Aço Inox AISI 304, a diferença máxima que se encontra por volta de 0,5 %.

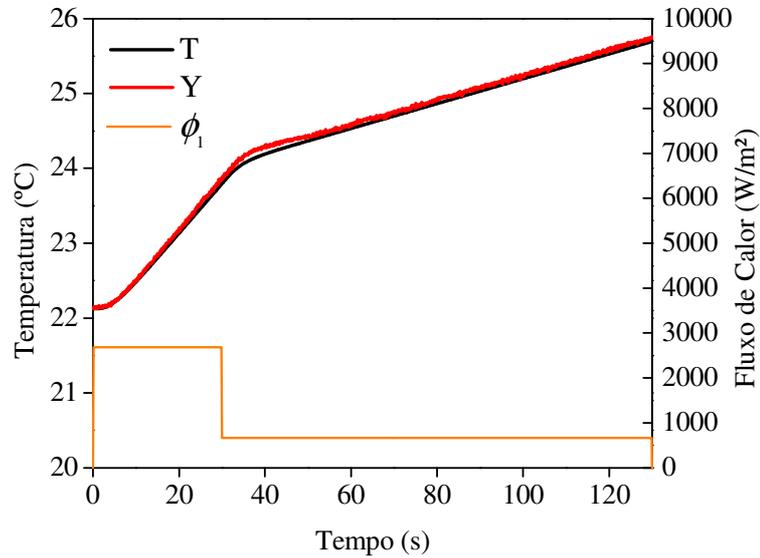


Figura 5.11 – Temperatura numérica (T), experimental (Y) e fluxo de calor imposto.

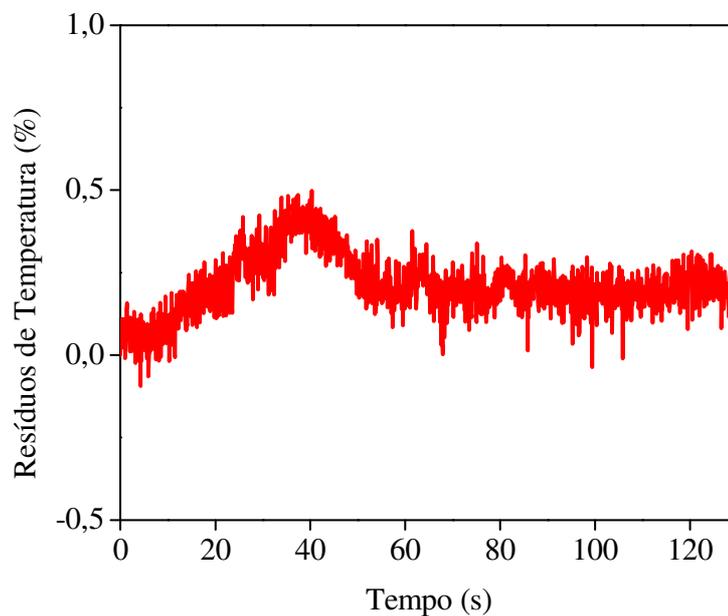


Figura 5.12 – Resíduos de Temperatura para o Aço Inox AISI 316.

A Tabela 5.4 apresenta o valor médio, o desvio padrão e a diferença percentual entre o valor médio estimado e o valor da literatura para λ e ρc_p do Aço Inox AISI 316.

Tabela 5.4 – Resultados médios obtidos para o Aço Inox AISI 316.

Propriedade	Média	Incropera <i>et al.</i> (2007)	Desvio Padrão	Diferença (%)
$\rho c_p \times 10^{-6}$ (Ws/m ³ K)	3,93	3,86	± 0,04	1,78
λ (W/mK)	13,52	13,40	± 0,20	0,89

A Tabela 5.5 mostra a temperatura inicial, média e máxima de cada experimento e a Tabela 5.6 apresenta o resultado das propriedades λ e ρc_p estimadas para todos os 40 experimentos realizados.

Tabela 5.5 – Temperaturas do Aço Inox AISI 316.

Experimento	T_0 (°C)	$T_{\text{máx}}$ (°C)	$T_{\text{média}}$ (°C)	Experimento	T_0 (°C)	$T_{\text{máx}}$ (°C)	$T_{\text{média}}$ (°C)
1	18,66	22,48	21,23	21	21,89	25,42	24,27
2	20,14	23,93	22,71	22	22,66	26,08	25,01
3	21,75	25,47	24,28	23	23,06	26,67	25,53
4	17,68	21,43	20,22	24	23,71	27,23	26,08
5	18,73	22,55	21,32	25	18,94	22,51	21,35
6	19,41	23,20	21,98	26	19,00	22,75	21,53
7	18,68	22,41	21,19	27	20,26	24,04	22,81
8	18,80	22,60	21,38	28	22,16	25,85	24,66
9	19,85	23,67	22,46	29	19,94	25,03	22,70
10	21,73	25,49	24,25	30	22,55	26,24	25,04
11	23,74	27,48	26,26	31	22,29	25,93	24,75
12	19,73	23,53	22,31	32	20,00	23,79	22,56
13	18,86	22,69	21,48	33	20,82	24,61	23,38
14	19,79	23,55	22,34	34	22,60	26,35	25,16
15	23,59	27,21	26,04	35	18,62	22,41	21,17
16	17,84	21,53	20,34	36	20,33	24,07	22,87
17	19,83	23,49	22,32	37	22,35	26,04	24,84
18	18,69	22,34	21,14	38	19,15	22,93	21,73
19	19,90	23,55	22,35	39	20,28	24,01	22,79
20	21,78	25,41	24,24	40	21,96	25,72	24,49
				Média	20,54	24,29	23,06

Tabela 5.6 – Resultados obtidos para o Aço Inox AISI 316.

Experimento	$\rho c_p \times 10^{-6}$ (Ws/m ³ K)	λ (W/mK)	Experimento	$\rho c_p \times 10^{-6}$ (Ws/m ³ K)	λ (W/mK)
1	3,9107	13,615	21	3,9442	13,077
2	3,8204	13,264	22	3,9763	13,792
3	3,8821	13,317	23	3,9282	13,789
4	3,9391	13,886	24	3,9826	13,591
5	3,9152	13,182	25	3,9750	13,921
6	3,9667	13,425	26	3,9522	13,459
7	3,9119	13,556	27	3,8575	13,361
8	3,9293	13,665	28	3,8873	13,332
9	3,9042	13,325	29	3,9855	13,655
10	3,9658	13,666	30	3,9352	13,552
11	3,9435	13,505	31	3,9097	13,440
12	3,9294	13,455	32	3,9270	13,438
13	3,9735	13,630	33	3,9011	13,643
14	3,9504	13,953	34	3,9400	13,641
15	3,8929	13,525	35	3,9476	13,584
16	4,0100	13,313	36	3,9787	13,515
17	3,9176	13,401	37	3,9315	13,235
18	3,8974	13,528	38	3,9319	13,534
19	3,9564	13,420	39	3,9560	13,533
20	3,9328	13,560	40	3,9603	13,340

Similar ao Aço Inox AISI 304, os resultados obtidos apresentam boa concordância com os valores da referência.

5.3 TITÂNIO ASTM B265 GRAU 2

Apresenta-se a análise dos resultados obtidos na determinação de λ e ρc_p da amostra de Titânio ASTM B265 Grau 2. Realizou-se 40 experimentos, sendo que cada experimento teve duração de 150 segundos, resultando em 1500 pontos coletados. Entretanto, o fluxo de calor foi aplicado durante os primeiros 120 segundos. Conforme a análise de sensibilidade, o fluxo de calor imposto foi dividido em 2 etapas: na primeira parte, intervalo de 0 a 20 segundos, aplicou-se cerca de 2680 W/m² e na segunda parte, período de 20 a 120 segundos, uma intensidade de aproximadamente 675 W/m². Os 30 segundos restantes foram obtidos com a fonte desligada. O incremento de tempo usado na leitura das temperaturas foi de 0,1 segundo.

Os coeficientes de sensibilidade estão representados na Figura 5.13, enquanto a Figura 5.14 mostra o estudo da função erro. Essas análises foram realizadas como descrito para o Aço Inox AISI 304. Os valores das propriedades utilizados nas análises foram retirados de GMTitanium (2010).

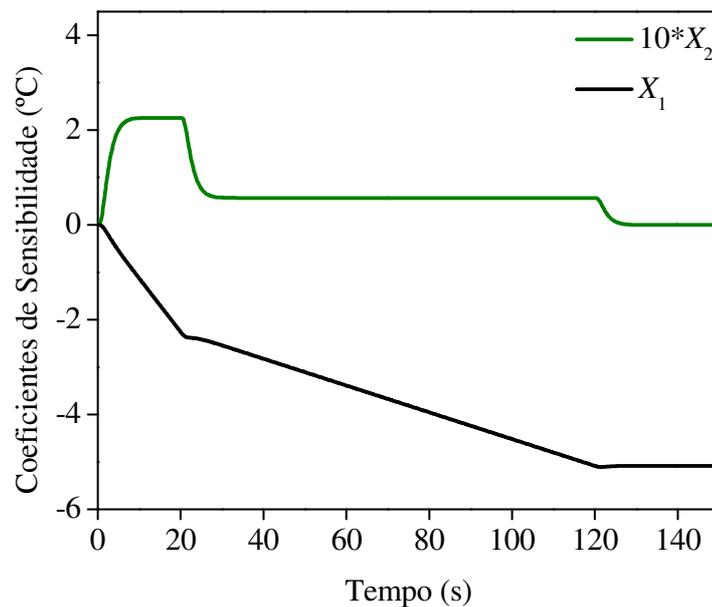


Figura 5.13 – Coeficientes de Sensibilidade do Titânio.

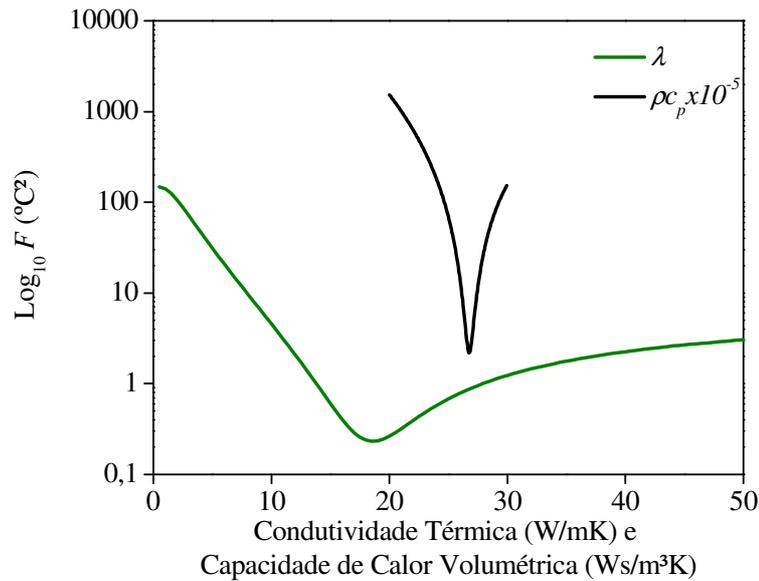


Figura 5.14 – Valores da Função Erro para o Titânio.

A determinação das propriedades do Titânio ASTM B265 Grau 2 foi realizada da mesma maneira e considerando as mesmas condições utilizadas para o Aço Inox AISI 304. Assim, a Figura 5.15 mostra os resultados para a análise do experimento bem desenvolvido, onde novamente encontrou-se um resultado satisfatório.

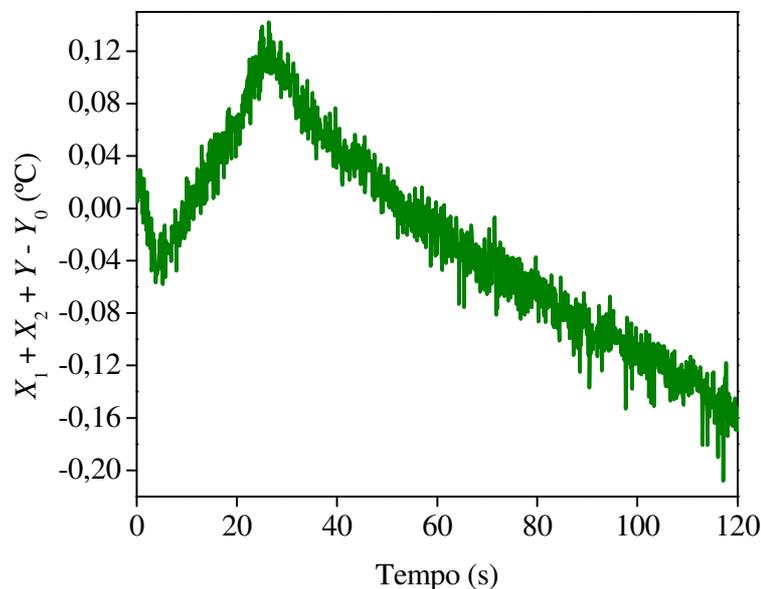


Figura 5.15 – Análise da melhor configuração da bancada experimental.

A Figura 5.16 apresenta o fluxo de calor aplicado com a comparação entre as temperaturas experimental e numérica. Deve-se salientar que a temperatura numérica é calculada aplicando-se os valores das propriedades estimados de um experimento. Analisando a Figura 5.16, observa-se boa concordância entre as curvas. Uma maneira de comprovar este

fato é analisando os resíduos. Desta forma, a Figura 5.17 apresenta os resíduos de temperatura. De forma análoga ao Aço Inox AISI 304, a diferença máxima encontrada foi por volta de 0,7 %.

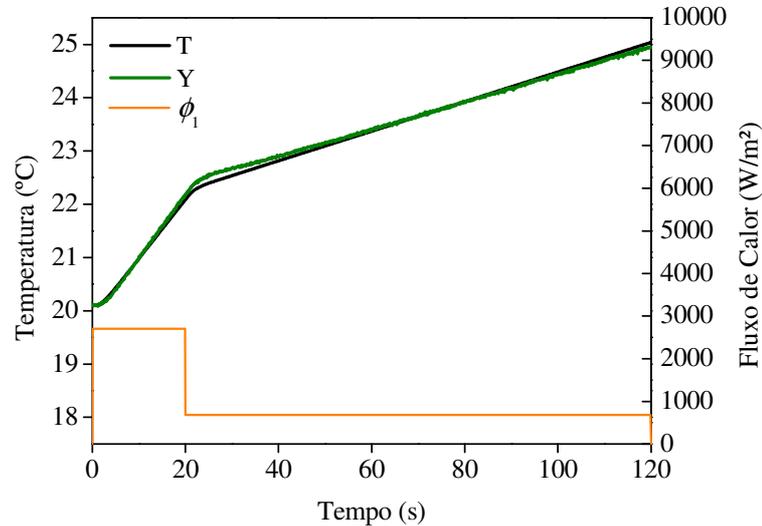


Figura 5.16 – Temperatura numérica (T), experimental (Y) e fluxo de calor imposto.

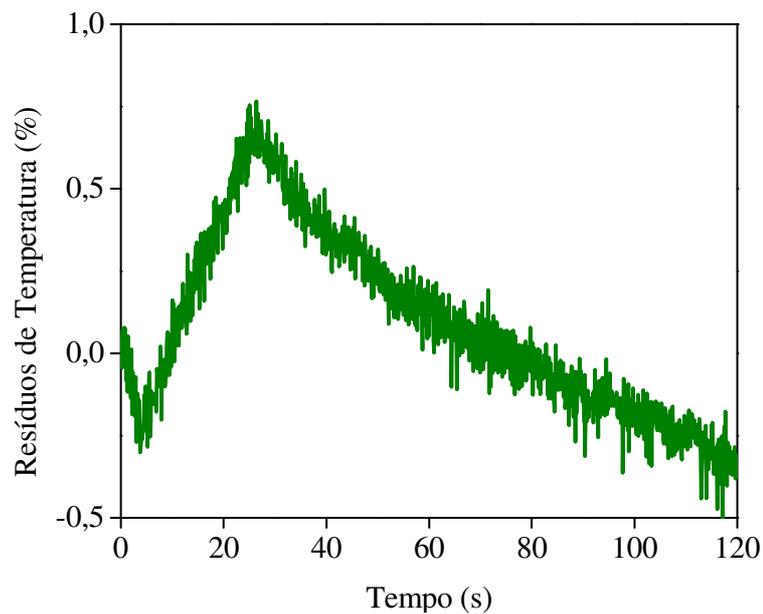


Figura 5.17 – Resíduos de Temperatura para o Titânio.

A Tabela 5.7 apresenta o valor médio, o desvio padrão e a diferença percentual entre o valor médio estimado e o valor da literatura para λ e ρc_p do Titânio ASTM B265 Grau 2.

Tabela 5.7 – Resultados médios obtidos para o Titânio.

Propriedade	Média	GMTTitanium (2010)	Desvio Padrão	Diferença (%)
$\rho c_p \times 10^{-6}$ (Ws/m ³ K)	2,71	2,66	± 0,05	1,88
λ (W/mK)	17,88	18,06	± 0,27	1,00

A Tabela 5.8 mostra a temperatura inicial, média e máxima de cada experimento e a Tabela 5.9 apresenta o resultado das propriedades λ e ρc_p estimadas para todos os 40 experimentos realizados.

Tabela 5.8 – Temperaturas do Titânio.

Experimento	T_0 (°C)	$T_{\text{máx}}$ (°C)	$T_{\text{média}}$ (°C)	Experimento	T_0 (°C)	$T_{\text{máx}}$ (°C)	$T_{\text{média}}$ (°C)
1	19,75	24,73	23,21	21	20,10	24,92	23,44
2	19,93	24,88	23,34	22	20,97	25,75	24,31
3	19,86	24,93	23,36	23	21,66	26,47	25,01
4	19,54	24,51	22,96	24	20,32	25,01	23,57
5	19,50	24,52	22,94	25	19,75	24,72	23,19
6	18,65	23,69	22,13	26	19,54	24,55	23,00
7	18,39	23,41	21,86	27	20,14	25,04	23,52
8	18,84	23,92	22,37	28	20,44	25,34	23,82
9	19,37	24,35	22,82	29	20,67	25,63	24,08
10	19,69	24,67	23,13	30	20,94	25,88	24,35
11	19,45	24,47	22,90	31	20,53	25,61	24,03
12	19,03	24,06	22,52	32	20,09	25,09	23,54
13	19,50	24,42	22,89	33	21,38	26,29	24,78
14	20,41	25,44	23,90	34	18,90	23,93	22,38
15	20,77	25,79	24,24	35	18,84	23,82	22,30
16	20,70	25,73	24,16	36	20,09	25,05	23,52
17	20,33	25,36	23,80	37	19,36	24,37	22,81
18	19,58	25,40	23,61	38	19,63	24,63	23,09
19	19,01	23,88	22,37	39	19,57	24,58	23,05
20	19,69	24,67	23,01	40	19,72	24,74	23,14
Média					19,87	24,86	23,31

Tabela 5.9 – Resultados obtidos para o Titânio.

Experimento	$\rho c_p \times 10^{-6}$ (Ws/m ³ K)	λ (W/mK)	Experimento	$\rho c_p \times 10^{-6}$ (Ws/m ³ K)	λ (W/mK)
1	2,6582	17,695	21	17,948	13,077
2	2,6220	17,812	22	18,189	13,792
3	2,6313	17,815	23	17,809	13,789
4	2,6909	17,927	24	18,138	13,591
5	2,7215	17,871	25	17,515	13,921
6	2,7426	18,116	26	17,782	13,459
7	2,7283	17,396	27	18,167	13,361
8	2,7170	17,801	28	17,550	13,332
9	2,7695	17,810	29	17,601	13,655
10	2,7335	17,679	30	17,566	13,552
11	2,7900	18,427	31	17,931	13,440
12	2,7877	18,248	32	18,024	13,438
13	2,7202	17,630	33	17,760	13,643
14	2,7999	18,332	34	17,748	13,641
15	2,7156	17,644	35	17,353	13,584
16	2,7393	17,854	36	18,217	13,515
17	2,7616	17,829	37	18,366	13,235
18	2,7733	18,202	38	17,811	13,534
19	2,7151	18,274	39	17,814	13,533
20	2,7211	17,799	40	17,816	13,340

Similarmente aos estudos anteriores, os resultados obtidos estão em acordo com os valores da referência.

Capítulo 6

ANÁLISE DAS INCERTEZAS

Ao longo dos anos percebeu-se que mesmo com todos os cuidados cabíveis, as medições não estão livres de incertezas (Taylor, 1988). Desta forma, a habilidade na medição para conseguir com que essas incertezas possuam um valor pequeno, é de fundamental importância. Nesse trabalho, a comparação do valor das grandezas físicas como condutividade térmica e capacidade de calor volumétrica é feita tendo como base valores encontrados na literatura. Logo, as incertezas existentes nas medições são resultados de erros inerentes ao processo, como valor padrão de referência, à técnica de medição, a resolução do equipamento de medição, entre outros. Beasley e Figliola (2007) definem erro como uma propriedade da medição. Por sua vez, medição é o processo de atribuir um valor a uma variável física, sendo o erro a diferença entre o valor atribuído por nossa medição e o valor verdadeiro da variável. Assim, uma vez que a obtenção das propriedades é resultado dessas medições, é natural que os seus valores sejam inexatos e com o intuito de obter valores mais confiáveis, faz-se necessário analisar os erros. Desse modo, enquanto não se pode estimar o erro real, extraí-se daquilo que é conhecido sobre a medição, uma estimativa da faixa provável de erro no resultado daquela medição e a esse processo de identificação, quantificação e combinação dos erros chama-se de análise de incerteza.

O procedimento usado para a estimação do erro na determinação das propriedades se dá através do cálculo da propagação das incertezas. Entretanto, é necessário conhecer quais os procedimentos realizados durante a determinação das propriedades que acarretam em erro.

Após vários estudos decidiu-se levar em consideração os seguintes erros: erros na medição de temperatura, no cálculo do fluxo de calor imposto e incerteza de medição dos instrumentos. Além destes, ainda existem os erros numéricos a partir dos cálculos do Método da Métrica Variável (BFGS) e Método das Diferenças Finitas, utilizados respectivamente para a obtenção das propriedades térmicas e para a solução do modelo térmico proposto.

Assim, a incerteza de medição das variáveis é realizada através da soma das incertezas parciais do sistema de aquisição, do instrumento de medição de temperatura, dos instrumentos aplicados para medir indiretamente o fluxo de calor aplicado e dos erros numéricos do método matemático e de otimização. Desta forma, tendo como base a teoria da propagação linear dos erros (Taylor, 1988) a incerteza para a temperatura experimental pode ser obtida combinando-se a incerteza do termopar e da aquisição de dados, obtendo-se:

$$I_Y^2 = I_{sist.aquis.}^2 + I_{term}^2 \quad (6.1)$$

De forma análoga, obtém-se a incerteza para a temperatura numérica considerando-se a incerteza dos multímetros utilizados para medir a tensão e corrente aplicados para obter o fluxo de calor desejado e o erro numérico do método das diferenças finitas com formulação implícita utilizado na resolução do modelo térmico:

$$I_T^2 = I_{mult.min\ ipa.}^2 + I_{mult.inst.}^2 + I_{MDF}^2 \quad (6.2)$$

Agora, é possível calcular a incerteza da função erro utilizada aplicando-se a propagação da incerteza da temperatura experimental (Equação 6.1), da incerteza da temperatura numérica (Equação 6.2) e da incerteza do método de otimização BFGS empregado para obter as propriedades minimizando a função erro. Desta forma, tem-se:

$$I_F^2 = I_Y^2 + I_T^2 + I_{BFGS}^2 \quad (6.3)$$

Substituindo as Equações 6.1 e 6.2 na Equação 6.3, obtém-se:

$$I_F^2 = I_{sist.aquis.}^2 + I_{term}^2 + I_{mult.min\ ipa.}^2 + I_{mult.inst.}^2 + I_{MDF}^2 + I_{BFGS}^2 \quad (6.4)$$

Definidas todas as incertezas e como elas afetam a análise, o próximo passo é realizar a quantificação de cada uma delas.

A incerteza da aquisição de dados é calculada com base no seu incremento digital de 0,01 °C e na temperatura média de 22 °C. Desta forma tem-se:

$$I_{sist.aquis.} = \frac{0,01}{22} = 0,045 \% \quad (6.5)$$

Agora, calcula-se a incerteza do termopar, tomando como base uma oscilação de 0,2 °C e temperatura média de trabalho de 22 °C. Logo:

$$I_{term} = \frac{0,2}{22} = 0,91 \% \quad (6.6)$$

Para o cálculo da incerteza dos multímetros, utiliza-se o incremento digital de cada aparelho dividido pela corrente e tensão média de trabalho, cujos os valores são respectivamente: 0,67 A e 10,8 V. Deve salientar que o multímetro Minipa foi utilizado na medição do valor da corrente, com uma resolução de 0,01 A e o da Instruterm foi empregado para fornecer a leitura do valor de tensão com um incremento de 0,1 V. Desta maneira chega-se a:

$$I_{mult.minipa} = \frac{0,01}{0,67} = 1,49 \% \quad (6.7)$$

$$I_{mult.inst.} = \frac{0,1}{10,8} = 0,93 \% \quad (6.8)$$

E por fim, deve-se quantificar a incerteza para os métodos matemáticos aplicados. Para o Método BFGS decidiu-se adotar o incremento de 0,01 °C e para o MDF 0,1 °C como valores base para a definição da incerteza. Assim, obtém-se:

$$I_{BFGS} = \frac{0,01}{22} = 0,045 \% \quad (6.9)$$

$$I_{MDF} = \frac{0,1}{22} = 0,45 \% \quad (6.10)$$

Com todas as incertezas parciais calculadas, torna-se possível definir a incerteza na determinação das propriedades substituindo-se as Equações 6.5 a 6.10 na Equação 6.4.

$$I_F = \sqrt{(0,045^2 + 0,91^2 + 1,49^2 + 0,93^2 + 0,45^2 + 0,045^2)} = 2,03 \% \quad (6.11)$$

Observa-se que o valor da incerteza na obtenção de λ e ρc_p está em acordo com os valores encontrados na literatura. Esse baixo valor de incerteza deve-se ao fato das medições terem sido feitas de forma cuidadosa, evitando-se os erros o máximo possível. Outros fatores que contribuíram para esse baixo valor de incerteza são: o fato dos erros aleatórios se anularem na média para a medição das temperaturas e devido ao tempo de resposta da aquisição de dados ter sido desprezado. Assim, deve-se salientar que este valor de incerteza deve ser utilizado apenas como um valor de referência. Entretanto, como os valores obtidos encontram-se coerentes com o intervalo de incerteza especificado, conclui-se que a análise de incerteza é representativa.

Capítulo 7

CONCLUSÕES E SUGESTÕES

7.1 CONCLUSÕES

Apresentou-se neste trabalho uma técnica para a determinação simultânea das propriedades termofísicas, condutividade térmica e capacidade de calor volumétrica, para materiais metálicos. O grande diferencial deste trabalho refere-se ao fato de se aplicar diferentes intensidades de fluxo de calor para atingir as condições ideais para a estimação simultânea dessas propriedades. Outras características positivas deste trabalho são a geração do fluxo de calor por Efeito Joule utilizando um aquecedor resistivo e a medição da temperatura aplicando-se apenas um termopar. Essas características são interessantes do ponto de vista econômico, pois foi possível desenvolver uma bancada de teste confiável, garantindo as condições especificadas no modelo térmico proposto, aliada ao baixo custo. Outra particularidade importante dessa técnica é a necessidade de que as propriedades sejam constantes durante os experimentos, isto é, elas não podem sofrer alterações com a variação da temperatura. Assim, decidiu-se que em todos os experimentos a diferença máxima de temperatura não ultrapasse 5 °C entre a temperatura medida e a ambiente, garantindo o valor constante para as propriedades.

Nesse trabalho três materiais foram analisados: Aço Inox AISI 304, Aço Inox AISI 316 e Titânio ASTM B265 Grau 2.

Os resultados obtidos para o Aço Inox AISI 304 apresentaram boa concordância quando comparados aos valores da literatura. Este fato pode ser comprovado devido à diferença entre o valor médio e o valor da literatura ser de 0,2 % para o λ e de 0,5 % para o ρc_p . Além disso, o desvio padrão encontrado para as propriedades estimadas são de $\pm 0,2 \text{ W/(mK)}$ e $\pm 0,04 \times 10^6 \text{ Ws/(m}^3\text{K)}$ respectivamente para λ e ρc_p , reafirmando a qualidade dos resultados.

Analisando os valores das propriedades obtidas para o Aço Inox AISI 316 percebe-se também uma boa concordância com os valores encontrados na literatura, visto que a diferença e o desvio padrão respectivamente são 0,9 % e $\pm 0,2 \text{ W/(mK)}$ para o λ e 1,8 % e $\pm 0,04 \times 10^6 \text{ Ws/(m}^3\text{K)}$ para o ρc_p . A diferença para o Aço Inox AISI 316 pode ser devido ao valor de referência retirado de Incropera *et al.* (2007) não se tratar do mesmo material levando-se em consideração como por exemplo o tratamento térmico ou o processo de conformação mecânica. Contudo, estes valores são compatíveis com os obtidos por outros autores.

Por fim, os resultados obtidos para o Titânio ASTM B265 Grau 2 são similares aos resultados encontrados para as outras amostras. A maior diferença encontrada foi de 1 % para o λ e de 1,9 % para o ρc_p e o desvio padrão resultante foi de $\pm 0,3 \text{ W/(mK)}$ para o λ e de $\pm 0,05 \times 10^6 \text{ Ws/(m}^3\text{K)}$ para o ρc_p . Novamente, estas diferenças podem ser devido ao material analisado por GMTTitanium (2010) não ter sido fabricado sob as mesmas condições que o material analisado neste trabalho. Novamente, as diferenças são similares às apresentadas na literatura.

Finalmente, conclui-se que o objetivo desse trabalho foi atingido, pois foram obtidas pequenas diferenças e desvios padrão baixos, comprovando a confiabilidade e reprodutibilidade dos experimentos, além da bancada ter sido desenvolvida com materiais e equipamentos de baixo custo.

7.2 SUGESTÕES

Sugere-se para a continuação deste trabalho, o desenvolvimento de um programa computacional tridimensional com o intuito de se obter mais informações através da análise de sensibilidade. Isto possibilitaria a utilização de termopares em superfícies onde a incidência do fluxo de calor gera mais sensibilidade, resultando em uma análise mais precisa e confiável.

Outra proposta refere-se ao aprimoramento deste trabalho com o objetivo de determinar simultaneamente a condutividade térmica e a capacidade de calor volumétrica, variando a temperatura. Para alcançar esse objetivo deve-se resolver novamente a equação de difusão do calor considerando que as propriedades térmicas sofrem influência da variação da temperatura e possuir uma estufa com controle de temperatura.

Propõe-se também um estudo mais detalhado das intensidades de fluxo de calor através de sua variação e posterior análise dos coeficientes de sensibilidade. Desta maneira, seria possível ampliar este estudo para analisar outros materiais abrangendo uma maior faixa de propriedades térmicas.

E por fim sugere-se aplicar esta técnica desenvolvida para analisar as propriedades de materiais isolantes.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ADJALI, M. H., LAURENT, M. (2007)**, “Thermal Conductivity Estimation in Non-linear Problems”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v 50, pp 4623-4628.
- ANDRÉ, S., PEREIRA, F. R., RÉMY, B., CELLA, N., SILVA NETO, A. J. (2002)**, “Hot Wire Method for the Thermal Characterization of Materials: Inverse Problem Application”, IX Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências Térmicas – ENCIT 2002, Caxambu, Minas Gerais, Brasil.
- ABNT NBR 15200-4 (2005)**, “Medição da resistência térmica e da condutividade térmica pelo princípio da placa quente protegida”.
- ASSAEL, M. J., GIALOU, K. (2003)**, “Measurement of the Thermal Conductivity of Stainless Steel AISI 304L up to 550 K”, *International Journal of Thermophysics*, v 24, pp 1145-1153.
- AVILES-RAMOS, C., HAJI-SHEIKH, A., BECK, J. V., DOWDING, K. J. (2001)**, “Estimation of Thermophysical Properties by the Spectral Method-Development and Evaluation”, *Journal of Heat Transfer*, v 123, pp 24-30.
- BECK, J. V., ARNOLD, K. J. (1977)**, “*Parameter Estimation in Engineering and Science*”, Wiley, New York, USA, 501p.
- BLACKWELL, J. H. (1954)**, “A Transient Flow Method for Determination of Thermal Constants for Insulating Materials in Bulk”, *Journal of Applied Physics*, v 25, pp 137-144.

- BLACKWELL, B. F., GILL, W., DOWDING, K., VOTH, T. (2000)**, “*Determination of Thermal Conductivity of 304 Stainless Steel Using Parameter Estimation Techniques*”, The 34th National Heat Transfer Conference – NHTC 2000, Pittsburgh, Pennsylvania, United States.
- BORGES, V. L., LIMA E SILVA, S. M. M., GUIMARÃES, G. (2006)**, “A Dynamic Thermal Identification Method Applied to Conductor and Non Conductor Materials”, *Inverse Problems in Science and Engineering*, v 14, pp 511-527.
- BORGES, V.L., SOUZA, P.F.B. AND GUIMARÃES, G., (2008)**, “Experimental Determination of Thermal Conductivity and Diffusivity using a Partially Heated Surface Method without Heat Flux Transducer”, *Inverse Problems in Science and Engineering*, v 16, pp 1047-1067.
- CARVALHO, G., PEREIRA, F. R., RAMOS, V. D., COSTA, H. M., ALMEIDA, F. L. (2006)**, “*Otimização do Cálculo de Condutividade Térmica em Polímeros*”, V Congresso Brasileiro de Análise Térmica e Calorimetria – CBRATEC 2006.
- COQUARD, R., PANEL, B. (2008)**, “Adaptation of the Flash Method to the Measurement of the Thermal Conductivity of Liquids or Pasty Materials”, *International Journal of Thermal Sciences*, v 48, pp 747-760.
- DOWDING, K. J., BECK J., ULBRICH, A., BLACKWELL, B., HAYES J. (1995)**, “Estimation of Thermal Properties and Surface Heat Flux in Carbon-Carbon Composite”, *Journal of Thermophysics and Heat Transfer*, v 9, pp 345-351.
- ERIKSSON, R., HAYASHI, M., SEETHARAMAN, S. (2002)**, “*Thermal Diffusivity Measurements of Liquid Silicate Melts*”, The 16th European Conference for Thermophysical Properties – ECTP 2002, London, United Kingdom.
- GARNIER, B., DELAUNAY, D., BECK, J. V. (1994)**, “Improved Measurement of the Surface Temperature of Composite Materials for the Optimal Estimation of their Thermal Properties”, *High Temperature-High Pressure*, v 26, pp 15-23.

- GUIMARÃES, G. (1993)**, “*Estimação de Parâmetros no Domínio da Frequência para a Determinação Simultânea da Condutividade e Difusividade Térmica*”, Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Santa Catarina, Brasil.
- GHRIB, T., YACOUBI, N. AND SAADALLAH, F., (2007)**, “Simultaneous Determination of Thermal Conductivity and Diffusivity of Solid Samples using the Mirage Effect Method”, *Sensors and Actuators*, v 135, pp 346-354.
- GMTTITANIUM**, Titanium ASTM B265 Grade 2, Disponível em: www.gmttitanium.com,
Data de acesso: 22/02/2010.
- GRAVENA, D. A., CAROLLO, L. F. S., LIMA E SILVA, S. M. M. (2010)**, “*Caracterização de Polímeros usando o Método do Fio Quente*”, VI Congresso Nacional de Engenharia Mecânica – CONEM 2010, Campina Grande, Paraíba, Brasil.
- GROSSI, P. A., ANDRADE, R. M., FERREIRA, R. A. N. (2004)**, “*Revisão do Método Flash Laser*”, X Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências Térmicas – ENCIT 2004, Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil.
- GÜTHS, S., PHILIPPI, P. C., GAVIOT, E., THERY, P. (1995)**, “Um Transdutor de Fluxo de Calor a Gradiente Tangencial”, XIII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica – COBEM 1995, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brasil.
- HAJI-SHEIKH, A., HONG, Y. S., YOU, S. M., BECK, J. V. (1998)**, “Sensitivity Analysis for Thermophysical Property Measurements Using the Periodic Method”, *Journal of Heat Transfer*, Copyright by ASME, v 120, pp 568-576.
- HEALY, W. M. (2001)**, “Using Finite Element Analysis to Design a New Guarded Hot Plate Apparatus for Measuring the Thermal Conductivity of Insulating Materials”, National Institute of Standards and Technology.
- HUANG, C. H., HUANG, C. Y. (2007)**, “An Inverse Problem in Estimating Simultaneously the Effective Thermal Conductivity and Volumetric Heat Capacity of Biological Tissue”, *Applied Mathematical Modelling*, v 31, pp 1785-1797.

- IMANI, A., RANJBAR, A. A., ESMKHANI, M. (2006)**, “Simultaneous Estimation of Temperature-Dependent Thermal Conductivity and Heat Capacity based on Modified Genetic Algorithm”, *Inverse Problems in Science and Engineering*, v 14, pp 767-783.
- INCROPERA, F. P., DEWITT, D. P., BERGMAN, T. L., LAVINE, A. S. (2007)**, “*Fundamentals of Heat and Mass Transfer*”, John Wiley & Sons, 6th ed., USA, 997p.
- JANNOT, Y., ACEM, Z., KANMOGNE, A. (2006)**, “Transient Hot Plate Method with Two Temperature Measurements for Thermal Characterization of Metals”, *Measurement Science and Technology*, v 17, pp 69-74.
- LAHOUCINE, C. O., KHELLAF, A. (2004)**, “Correction for Thermocouple and Simultaneous Estimation of Thermal Conductivity and Thermal Diffusivity”, *Review of Scientific Instruments*, v 75, pp 2356-2361.
- LASKAR, J. M., BAGAVATHIAPPAN, S., SARDAR, M., JAYAKUMAR, T., PHILIP, J., RAJ, B. (2008)**, “Measurement of Thermal Diffusivity of Solids using Infrared Thermography”, *Materials Letters*, v 62, pp 2740-2742.
- LIMA, G. M., CAROLLO, L. F. S., LIMA E SILVA, A. L. F., GÜTHS, S., LIMA E SILVA, S. M. M. (2008)**, “*Determinação da Condutividade pelo Método da Placa Quente Protegida*”, V Congresso Nacional de Engenharia Mecânica – CONEM 2008, Salvador, Bahia, Brasil.
- LIMA E SILVA, S. M. M., ONG, T. H., GUIMARÃES, G. (2003)**, “Thermal Properties Estimation of Polymers Using Only One Active Surface”, *Journal of the Brazilian Society Mechanical Sciences*, Copyright by ABCM, v 25, pp 9-14.
- MARDOLCAR, U. V. (2002)**, “*Thermal Diffusivity of Rocks at High Temperature by the Laser Flash Technique*”, The 16th European Conference for Thermophysical Properties – ECTP 2002, London, United Kingdom.
- MIYAMURA, A., SUSAKI, M. (2002)**, “*Relative Measurements of Thermal Conductivity of Liquid Gallium by Transient Hot Wire Method*”, The 16th European Conference for Thermophysical Properties – ECTP 2002, London, United Kingdom.

- MOHAMED, I. O., (2008)**, “Simultaneous Estimation of Thermal Conductivity and Volumetric Heat Capacity for Solids Foods using Parameter Estimation Technique”, *Food Research International*, v 42, pp 231-236.
- NAHOR, H. B., SCHEERLINCK, N., VAN IMPE, J. F., NICOLAÏ, B. M. (2003)**, “Optimization of the Temperature Sensor Position in a Hot Wire Probe Set up for Estimation of the Thermal Properties of Foods Using Optimal Experimental Design”, *Journal of Food Engineering*, v 57, pp 103-110.
- NICOLAU, V. P., GÜTHS, S., SILVA, M. G. (2002)**, “*Thermal Conductivity and Heat Measurement of Low conductivity Materials Using Heat Flux Meters*”, The 16th European Conference on Thermophysical Properties, Imperial College – ECTP 2002, London, United Kingdom.
- OMEGA (2000)**, “*The Electric Heaters: Handbook*”, Stamford: Omega Engineering, 2000.
- ORLANDE, H. R. B., ABSI SALAS, F. M., OLIVEIRA, A. P., REY SILVA, D. V. F. M. (2002)**, “*Experimental Identification of Thermal Conductivity and Volumetric Capacity*”, IX Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências Térmicas – ENCIT 2002, Caxambu, Minas Gerais, Brasil.
- PARKER, W. J., JENKINS, R. J., BUTLER, C. P., ABBOT, G. L. (1961)**, “Flash Method of Determining Thermal Diffusivity, Heat Capacity and Thermal Conductivity”, *Journal of Applied Physics*, v 32, pp 1679-1684.
- PORFÍRIO, J., BALDAN, C. A., SHIGUE, C. Y., RUPERT FILHO, E. (2006)**, “*Avaliação de Propriedades de Transporte Térmico de Compósitos de Resina Epoxídica com Carga Condutora de Calor pelo Método do Fio Quente*”, XVII Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais – CBECIMat 2006, Foz do Iguaçu, Paraná, Brasil.
- RIBEIRO, L. C., COSTA, E. S., SILVA, E. M., LIMA E SILVA, S. M. M. (2004)**, “*Otimização da Montagem do Método da Placa Quente Compensada Desenvolvida no LTCM*”, III Congresso Nacional de Engenharia Mecânica – CONEM 2004, Belém, Pará, Brasil.

- SANTOS W. N. (2002)**, “O Método de Fio Quente: Técnica em paralelo e Técnica em Superfície”, *Cerâmica*, v 48, pp 86-91.
- SANTOS W. N., GREGÓRIO FILHO, R., MUMMERY, P. E WALLWORK A. (2004)**, “Método de Fio Quente na Determinação das Propriedades Térmicas de Polímeros”, *Polímeros: Ciência e Tecnologia*, v 14, pp 354-359.
- SANTOS W. N. (2005)**, “Métodos Transientes de Troca de Calor na Determinação das Propriedades Térmicas de Materiais Cerâmicos: II – o Método do Fio Quente”, *Cerâmica*, v 51, pp 371-380.
- SANTOS, W. N., MUMMERY, P., WALLWORK, A. (2005)**, “Thermal Diffusivity of Polymers by the Laser Flash Technique”, *Polymer Testing*, v 24, pp 628-634.
- SHIBATA, H., OKUBO, K., OHTA, H., WASEDA, Y. (2002)**, “A Novel Laser Flash Method for Measuring Thermal Diffusivity of Molten Metals”, *Journal of Non-Crystalline Solids*, v 312-314, pp 172-176.
- SILVA NETO, A. J., CARVALHO, G. (1999)**, “O Projeto de Experimentos para a Caracterização Térmica de Polímeros com a Solução de Problemas Inversos”, XV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica – COBEM 1999, Águas de Lindóia, São Paulo, Brasil.
- SIMIONI, W. I. (2005)**, “Análise de Erros na Medição de Condutividade Térmica de Materiais Através do Método Fluximétrico”, Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Santa Catarina, Brasil.
- STACEY, C. (2002)**, “NPL Vacuum Guarded Hot Plate for Measuring Thermal Conductivity and Total Hemispherical Emission of Insulation Materials”, *Insulation Materials: Testing and Applications*, v 4, ASTM STP 1426.

- STANKUS, S. V., SAVCHENKO, I. V., BAGINSKII, A. V., VERBA, O. I., PROKOP'EV, A. M., KHAIRULIN, R. A. (2008)**, “Thermal Conductivity and Thermal Diffusivity Coefficients of 12Kh18N10T Stainless Steel in a Wide Temperature Range”, *High Temperature*, v 46, pp 731-733.
- TAKTAK, R., BECK, J.V., SCOTT, E.P. (1993)**, “Optimal Experimental Design for Estimating Thermal Properties of Composite Materials”, *International Journal of Heat Mass and Transfer*, v 36, pp 2977-2986.
- TAYLOR, B. N. (1988)**, “*The Physical Constants*”, Physics Letter B, v 204.
- THOMSON, N. H. (2005)**, “*Análise Teórico-Experimental para a Identificação de Propriedades Termofísicas com a Técnica da Sonda-Linear*”, Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro Brasil.
- TSUKADA, T., FUKUYAMA, H., KOBATAKE, H. (2007)**, “Determination of Thermal Conductivity and Emissivity of Electromagnetically Levitated High-Temperature Droplet Based on the Periodic Laser-Heating Method: Theory”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v 50, pp 3054-3061.
- VANDERPLAATS, G. N. (2005)**, “*Numerical Optimization Techniques for Engineering Design*”, McGraw-Hill, 4th ed., New York, United States, 465p.
- ZARR, R. R., FILLIBEN, J. J. (2002)**, “An International Study of Guarded Hot Plate Laboratories Using Fibrous Glass and Expanded Polystyrene Reference Materials”, *Insulation Materials: Testing and Applications*, v 4, pp 3-16.
- ŻMUDA S., PANAS, A. J., TERPILOWSKI, J., PREISKORN, M. (2002)**, “*Investigation of the Thermal Diffusivity of Human Tooth Hard Tissue*”, The 16th European Conference on Thermophysical Properties, Imperial College – ECTP 2002, London, United Kingdom.

WULF, R., BARTH, G., GROSS, U. (2005), “*Intercomparison of Insulation Thermal Conductivities Measured by Various Methods*”, The 17th European Conference on Thermophysical Properties, ECTP 2005, Bratislava, Slovak Republic.

Apêndice A

VALIDAÇÃO DA METODOLOGIA UTILIZADA PARA RESOLVER O MODELO TÉRMICO 1D

Neste tópico será apresentada a validação da solução do modelo térmico proposto. Esta validação é realizada através da comparação da solução obtida resolvendo o modelo numericamente, através do Método das Diferenças Finitas, com a solução obtida de forma analítica usando as Funções de Green.

A seguir será rerepresentada a formulação utilizada para resolver o problema térmico unidimensional. A Figura A.1 demonstra esquematicamente o modelo térmico utilizado.

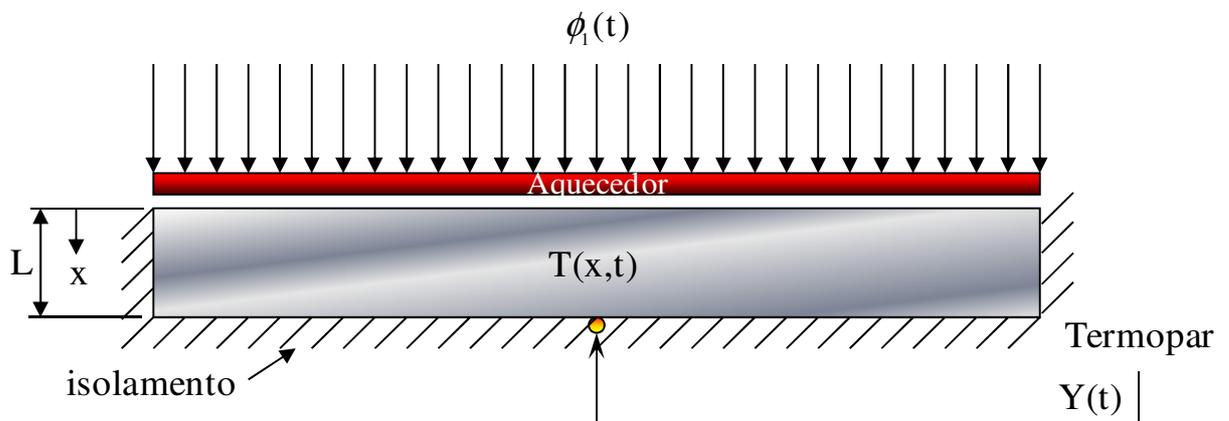


Figura A.1 – Modelo térmico unidimensional.

A equação da difusão de calor que descreve o problema apresentado na Figura A.1 pode ser escrita como sendo:

$$\frac{\partial^2 T(x,t)}{\partial x^2} = \frac{\rho c_p}{\lambda} \frac{\partial T(x,t)}{\partial t} \quad (\text{A.1})$$

sujeita às condições de contorno:

$$-\lambda \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} = \phi_1(t) \quad \text{em } x = 0 \quad (\text{A.2})$$

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial x} = 0 \quad \text{em } x = L \quad (\text{A.3})$$

e à condição inicial:

$$T(x,t) = T_0 \quad \text{em } t = 0 \quad (\text{A.4})$$

sendo x a coordenada cartesiana, t o tempo, ϕ_1 o fluxo de calor imposto, T_0 a temperatura inicial do corpo e L a espessura da amostra.

Resolvendo numericamente o problema térmico, demonstrado no Capítulo 3, utilizando o Método das Diferenças Finitas com formulação implícita, tem-se:

$$T_0^p = \left(2Fo \frac{\phi_1 \cdot \Delta x}{\lambda} + 2Fo T_1^p + T_0^{p-1} \right) / (1 + 2Fo) \quad \text{em } x = 0 \quad (\text{A.5})$$

$$T_m^p = \left(T_m^{p-1} + Fo(T_{m+1}^p + T_{m-1}^p) \right) / (1 + 2Fo) \quad \text{em } 0 < x < L \quad (\text{A.6})$$

$$T_m^p = \left(T_m^{p-1} + 2Fo T_{m-1}^p \right) / (1 + 2Fo) \quad \text{em } x = L \quad (\text{A.7})$$

A solução do problema térmico, apresentado nas Equações (A.1 - A.4) também pode ser obtida utilizando as Funções de Green (Beck *et al.*, 1992). Neste caso a distribuição de temperatura pode ser escrita como:

$$T(L,t) = T_0 + \frac{1}{\rho c_p L} \int_0^t \phi_1(\tau) d\tau + \frac{2}{\rho c_p L} \sum_{k=1}^{\infty} (-1)^k \int_0^t e^{-\beta_k^2 \frac{\lambda}{\rho c_p} (t-\tau)} \phi_1(\tau) d\tau \quad (\text{A.8})$$

onde β_k são os autovalores definidos por $\beta_k = k\pi/L$, com $k = 1, 2, \dots, \infty$.

Como neste caso o fluxo de calor aplicado é constante, pode-se retirar o termo ϕ_1 de dentro da integral. Desta forma, tem-se:

$$T(L,t) = T_0 + \frac{\phi_1}{\rho c_p L} \int_0^t d\tau + \frac{2\phi_1}{\rho c_p L} \sum_{k=1}^{\infty} (-1)^k \int_0^t e^{-\beta_k^2 \frac{\lambda}{\rho c_p} (t-\tau)} d\tau \quad (\text{A.9})$$

Realizando as devidas operações matemáticas, obtém-se a solução para o problema térmico proposto:

$$T(L,t) = T_0 + \frac{\phi_1 t}{\rho c_p L} + (-1)^k \left(\frac{2\phi_1 L}{\lambda k^2 \pi^2} \right) \left(1 - e^{-\frac{k^2 \pi^2 \lambda}{\rho c_p L^2} t} \right) \quad (\text{A.10})$$

onde $k = 1, 2, \dots, \infty$. Deve-se ressaltar que o fluxo de calor (ϕ_1) tem sua intensidade alterada em acordo com o intervalo de tempo pré-definido, entretanto, dentro desses intervalos estabelecidos, o fluxo de calor aplicado é constante. Esse comportamento pode ser percebido analisando-se as diferentes inclinações da curva de temperatura (Figura A.2), onde o maior fluxo de calor foi aplicado no primeiro intervalo de tempo, o menor fluxo de calor no segundo intervalo e finalizando, o último intervalo com a fonte de alimentação desligada.

A seguir encontram-se as comparações entre as temperaturas obtidas aplicando-se o método numérico e o analítico. As Figuras A.2 e A.3 mostram respectivamente a distribuição e o resíduo de temperatura para o Aço Inox AISI 304.

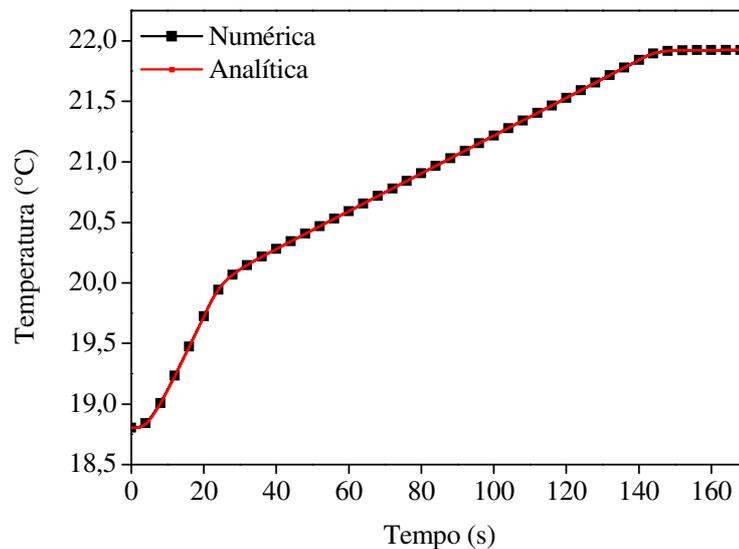


Figura A.2 – Comparação entre a temperatura calculada de forma analítica e numérica.

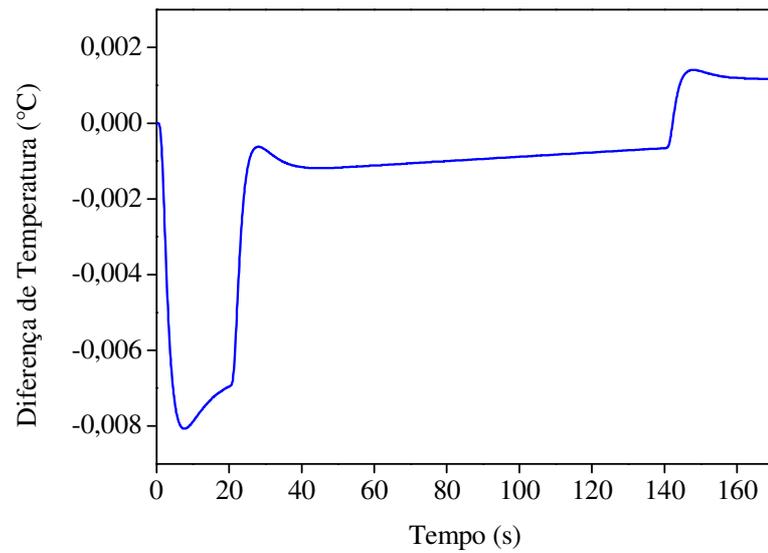


Figura A.3 – Diferença entre as temperaturas calculadas.

Como se pôde perceber pelas Figuras A.2 e A.3, as curvas de temperaturas são praticamente idênticas, visto que a diferença máxima foi de 0,008 °C. Levando-se em conta que a variação de temperatura na Figura A.2 foi cerca de 3 °C, pode-se observar que a diferença máxima encontrada entre as temperaturas foi menor que 0,3 %. Desta forma, conclui-se que a técnica utilizada neste trabalho para calcular a temperatura numericamente apresentou boa concordância com a solução analítica.

Apêndice B

ANÁLISE DO TEMPO NECESSÁRIO PARA O AQUECEDOR ATINGIR O REGIME

Nesse apêndice será demonstrado o procedimento realizado para determinar quanto tempo é necessário para que o aquecedor forneça o fluxo de calor total, ou seja, o fluxo de calor correspondente aos valores de corrente e tensão lidos através dos multímetros.

A montagem experimental utilizada está representada pela Figura B.1. A montagem simétrica consistiu de um aquecedor resistivo entre as duas amostras de aço inox AISI 304. Definiu-se utilizar a montagem simétrica, pois esta configuração minimiza os erros de medição do fluxo de calor. O aquecedor resistivo foi acoplado a uma fonte de corrente contínua para fornecer o fluxo de calor desejado. Transdutores de fluxo de calor foram colocados entre o aquecedor resistivo e a amostra para coletar os dados em micro-volts, que posteriormente, foram transformados em fluxo de calor utilizando-se as equações resultantes da curva de calibração dos transdutores, conforme descrito em Güths *et al.* (1995).

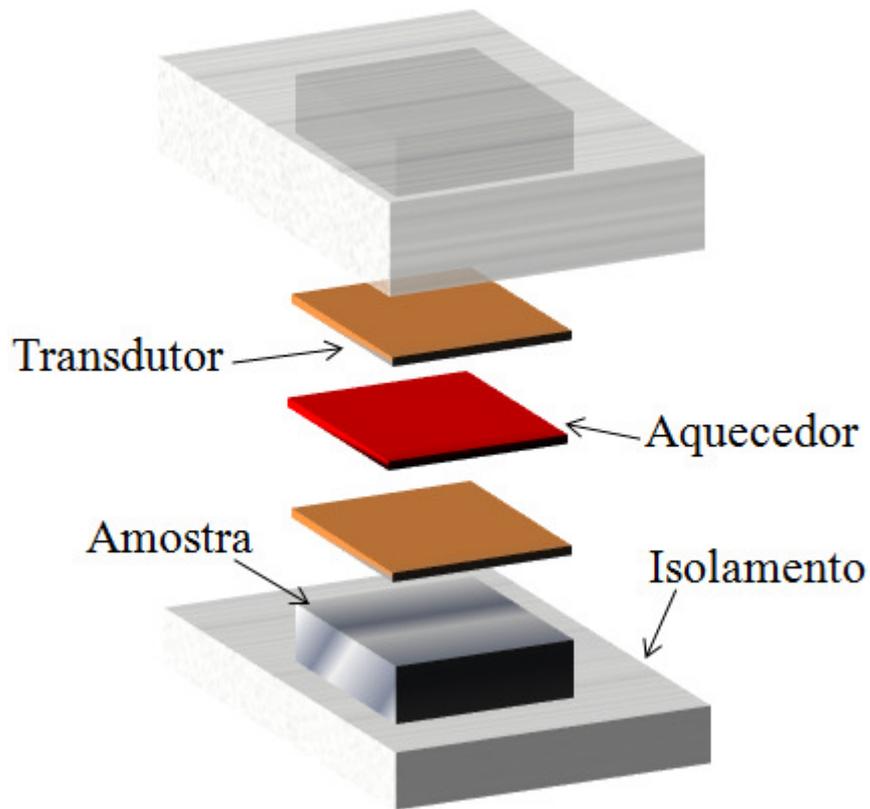


Figura B.1 – Esquema do experimento utilizado.

As Figuras B.2 e B.3 mostram o tempo necessário para que o fluxo de calor atinja o valor correspondente ao ajustado na fonte. Devido ao fato de se aplicar dois valores diferentes de fluxo de calor nesse trabalho, definiu-se realizar dois experimentos de forma a englobar as condições utilizadas no trabalho. A Figura B.2 representa o caso onde se aplicou 380 W/m^2 e a Figura B.3 mostra a condição de 3500 W/m^2 .

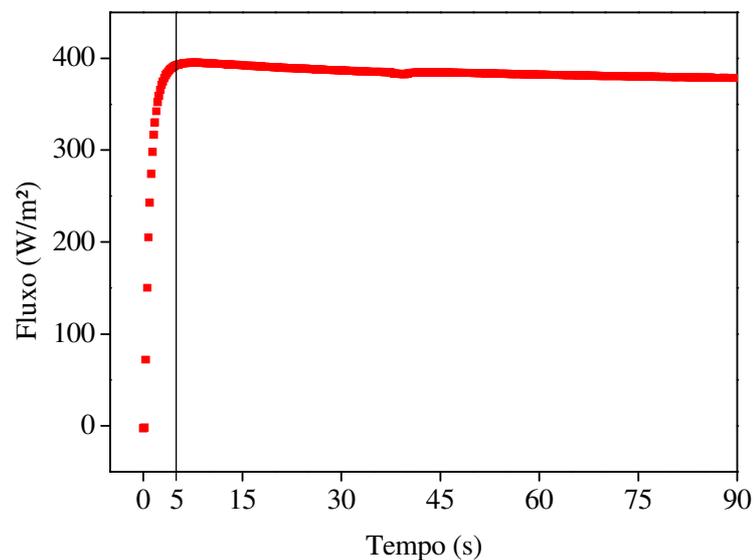


Figura B.2 – Fluxo de calor de 380 W/m^2 .

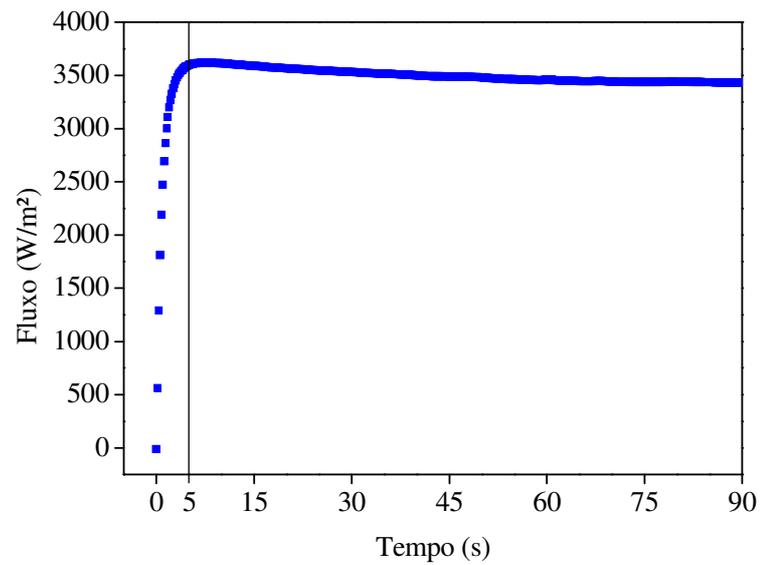


Figura B.3 – Fluxo de calor de 3500 W/m².

Para ambos os casos, percebe-se que o tempo necessário para atingir o fluxo de calor ajustado na fonte de corrente contínua foi de aproximadamente 5 s. Assim, verifica-se que é necessário desprezar os pontos referentes aos 5 primeiros segundos de cada experimento, com o intuito de eliminar erros na análise devido a diferença da intensidade do fluxo de calor experimental com o adotado para resolver numericamente a distribuição de temperatura.