

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

UM MÉTODO TRANSIENTE PARA A MEDIÇÃO

DE PROPRIEDADES TÉRMICAS

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

SAULO GÜTHS

Florianópolis, maio de 1990.

UM MÉTODO TRANSIENTE PARA A MEDIÇÃO DE PROPRIEDADES TÉRMICAS

SAULO GÜTHS

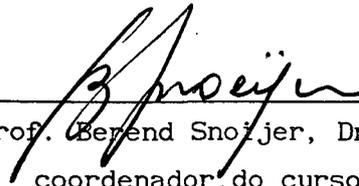
ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE

MESTRE EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA, ÁREA DE CONHECIMENTO CIÊNCIAS
TÉRMICAS APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

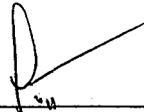


Prof. Paulo César Philippi, Dr. Ing.
orientador

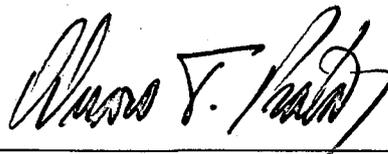


Prof. Berend Snoijer, Dr. Ing.
coordenador do curso

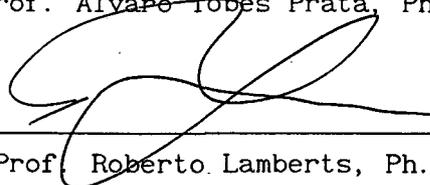
BANCA EXAMINADORA:



Prof. Paulo César Philippi, Dr. Ing.
presidente



Prof. Álvaro Tobes Prata, Ph.D.



Prof. Roberto Lamberts, Ph.D.

A ciência será sempre uma busca, jamais um descobrimento real. É uma viagem, nunca uma chegada.

Karl Popper - 1902

Ninguém pode ser completamente livre até que todos o sejam.

Herbert Spencer - 1820

À sociedade brasileira, que, com seu trabalho, proporcionou o suporte financeiro de toda minha vida estudantil. Que eu possa lhe ser útil.

À Marisa, inseparável companheira, que mesmo nos momentos mais críticos, com seu amor me amparou.

*Aos meus pais, que mesmo distantes sempre
estiveram presentes em minha caminhada.*

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Philippi, não só pela efetiva orientação profissional, mas pela visão realista que me mostrou sobre a função social da Universidade. Agradeço pela sua constante disposição, que proporcionou, regado ao seu sutil humor, uma agradável convivência.

Ao amigo e professor Roberto Lamberts, pelas contribuições decisivas nos momentos cruciais; sendo, de fato, meu co-orientador nesse trabalho.

Ao Prof. Vicente, pela sua presença sempre constante, proporcionando, juntamente com o SITERPA, o suporte necessário para o bom andamento dessa dissertação.

Ao Prof. Prata, sempre solícito, pelas suas grandes contribuições nesse trabalho.

Aos Prof. Fábio e Maliska pelo precioso apoio na área numérica; e ao Prof. Bellini pelo auxílio na montagem do dispositivo experimental.

Ao Gilmar Guimarães, pelo *know-how* de construção do transdutor de fluxo de calor do tipo espira.

Ao Paulo Schneider, pelo Programa de Aquisição de Dados, pelas constantes trocas de informações, e pela amizade.

Ao Milton, Edvaldo (Fofão), Alexandra, e Luis Mauro, pela imprescindível ajuda na montagem e operação do dispositivo experimental.

Ao Marcelo Adão pelo programa ISOCURVAS; ao Celso, Aldomar, Brincas, Romeu, Marcelo, Fabio e demais amigos do "LATA" pela agradável convivência.

Ao Prof. Blass, à Verinha, ao Departamento de Engenharia Mecânica e aos demais professores que colaboraram direta ou indiretamente em minha formação profissional.

Ao amigo Eugênio, pelas grandes fotos.

A Raquel, pela amizade.

Aos amigos, pela torcida.

SUMÁRIO

	Pág.
LISTA DE FIGURAS.....	XII
LISTA DE TABELAS.....	XVIII
SIMBOLOGIA.....	XX
RESUMO.....	XXVI
ABSTRACT.....	XXVII
CAP.1 - INTRODUÇÃO.....	1
CAP.2 - ALGUNS EQUIPAMENTOS E MÉTODOS PARA A MEDIÇÃO DE PROPRIEDADES TÉRMICAS.....	4
2.1 - Transdutores de Fluxo de Calor.....	4
2.2 - Medição da Condutividade Térmica.....	5
2.2.1 - Introdução.....	5
2.2.2 - Método da Placa Quente.....	6
2.2.3 - Medição de Condutividade Térmica utilizando Transdutores de Fluxo de Calor.....	10
2.3 - Medição do Calor Específico.....	12
2.3.1 - Introdução.....	12
2.3.2 - Calorímetro de Mistura.....	13
2.3.3 - Calorímetro Adiabático.....	14
2.3.4 - Método Transiente Utilizando Transdutores de Fluxo de Calor..	15
CAP.3 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	16
3.1 - Introdução.....	16
3.2 - Princípio do Método.....	16
3.3 - Descrição dos Equipamentos.....	18
3.3.1 - Placa Quente Protegida.....	18
3.3.2 - Transdutor de Fluxo de Calor do Tipo Espira.....	22

3.3.3 - Transdutor de Fluxo de Calor do Tipo Termopilha.....	32
3.4 - Calibração dos Transdutores de Fluxo de Calor.....	36
3.5 - Dispositivo Experimental.....	49
3.6 - Determinação da Capacidade Térmica dos Trandutores de Fluxo de Calor.....	54
3.7 - Determinação das Propriedades Térmicas da Parafina Industrial.....	58
3.8 - Diminuição do Tempo de Ensaio.....	66
3.8.1 - Placa Quente com Temperatura Constante.....	66
3.8.2 - Determinação das Propriedades ao longo do Ensaio.....	70
3.9 - Alguns Comentários sobre o Procedimento Experimental.....	74
CAP. 4 - ANÁLISE NUMÉRICA DOS FATORES INTERVENIENTES NO PROCESSO DE MEDIÇÃO.....	77
4.1 - Introdução.....	77
4.2 - Discretização das Equações.....	78
4.3 - Formulação.....	81
4.3.1 - Determinação da Potência Dissipada no Anel Aquecedor de Proteção e Critérios de Convergência.....	86
4.3.2 - Simulação da Não-Planicidade da Placa Quente Protegida.....	88
4.3.3 - Simulação da Geração de Calor nas Espiras do Transdutor Tipo Espira.....	89
4.4 - Apresentação dos Resultados.....	90
4.4.1 - Comparação da Análise Numérica com Alguns Resultados Experimentais.....	90
4.4.2 - Determinação da Influência da Capacidade Térmica dos Transdutores.....	93

4.4.3 - Determinação do Critério de Encerramento da Simulação.....	97
4.4.3.1 - Critério 1 - Análise da Derivada da Diferença dos Fluxos de Calor.....	101
4.4.3.2 - Critério 2 - Análise Paramétrica das Equações Governantes..	102
4.4.3.3 - Critério 3 - Análise da Energia Absorvida pela Amostra.....	104
4.4.3.4 - Verificação da Coerência Física do Critério Adotado.....	107
4.4.4 - Análise da Influência de Diversos Parâmetros na Medição do Calor Específico.....	114
4.4.4.1 - Influência do Isolamento Lateral da Amostra.....	114
4.4.4.2 - Influência da Diferença de Temperaturas entre a Placa Aquecedora Central e Anel de Proteção.....	119
4.4.4.3 - Influência da Não-Planicidade da Placa Quente Protegida.....	125
4.4.4.4 - Influência da Geração de Calor nas Espiras do Transdutor Tipo Espira.....	126
4.4.5 - Alguns Comentários sobre a Simulação da Medição da Condutividade Térmica.....	127

4.4.6 - Uma Análise da Redução do Tempo de Ensaio.....	127
4.5 - Alguns Comentários sobre a Análise Numérica.....	130
CAP.5 - COMENTÁRIOS FINAIS.....	132
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	135
ANEXOS.....	140
I - Disposição, Forma de Ligação e Curvas de Calibração dos Termopares.....	140
I.1 - Disposição dos Termopares.....	140
I.2 - Forma de Ligação dos Termopares.....	143
I.3 - Calibração dos Termopares.....	143
II - Caixa de Isolamento Térmico.....	145

LISTA DE FIGURAS

	Pág.
Figura 2.1 - A Placa Quente Protegida.....	6
Figura 2.2 - Erro na medição da condutividade térmica ($\epsilon\lambda$) em função da diferença de temperatura ($\Delta T_{\text{anel-placa}}$). (Fonte: Troussart [29]).....	8
Figura 2.3 - Erro na medição da condutividade térmica ($\epsilon\lambda$) em função da diferença de temperatura ($\Delta T_{\text{anel-placa}}$). (Fonte: Troussart [29]).....	9
Figura 2.4 - Maneiras de montagem do dispositivo de medição da condutividade térmica utilizando transdutores de fluxo de calor.....	11
Figura 2.5 - O calorímetro de mistura.....	13
Figura 2.6 - O calorímetro adiabático.....	14
Figura 3.1 - Fotografia da placa quente protegida (cedida por Guimarães [9]).....	20
Figura 3.2 - Fotografia do mecanismo auxiliar para construção das espiras planas.....	23
Figura 3.3-a) Fotografia da confecção das espiras planas (cedidas por Guimarães [9]).....	23
Figura 3.3-b) Fotografia da confecção das espiras planas (cedidas por Guimarães [9]).....	24
Figura 3.4 - Ponte de Wheatstone.....	25
Figura 3.5 - Dispositivo para verificação da influência da flexão do transdutor.....	26
Figura 3.6 - Fotografia da confecção da espira plana de cobre.....	27
Figura 3.7 - Hipótese dos desvios das linhas de fluxo....	28
Figura 3.8 - Fotografia do transdutor tipo espira (a) e vista seccionada (b).....	29
Figura 3.9 - Variação da resistividade elétrica do cobre.	31
Figura 3.10 - Fotografia da confecção da termopilha.....	33
Figura 3.11 - Princípio da termopilha empregada no transdutor de fluxo de calor.....	33
Figura 3.12-a) Esquema da deposição eletroquímica.....	34

Figura 3.12-b) Fotografia do dispositivo de deposicao eletroquimica.....	35
Figura 3.13 - Fotografia do transdutor tipo termopilha pronto para a calibracao.....	36
Figura 3.14 - Disposicao dos transdutores na primeira etapa de calibracao.....	37
Figura 3.15 - Primeira etapa de calibracao dos transdutores tipo espira (a) e termopilha (b).....	39
Figura 3.16 - Disposicao dos transdutores na segunda etapa de calibracao.....	40
Figura 3.17-a) Segunda etapa de calibracao dos transdutores tipo espira.....	41
Figura 3.17-b) Segunda etapa de calibracao dos transdutores tipo termopilha	42
Figura 3.18-a) Dispersao dos pontos de calibracao dos transdutores tipo espira.....	44
Figura 3.18-b) Dispersao dos pontos de calibracao dos transdutores tipo espira	45
Figura 3.19 - Forca eletromotriz (fem) de um termopar tipo T.....	47
Figura 3.20-a) Fotografia do dispositivo experimental.....	49
Figura 3.20-b) Esquema do dispositivo experimental.....	50
Figura 3.21 - Curva caracteristica dos fluxos de calor medidos pelos transdutores superior (q_{sup}) e inferior (q_{inf}).....	53
Figura 3.22 - Curva caracteristica das temperaturas nas superficies superior (T_{sup}) e inferior (T_{inf}) da amostra.....	54
Figura 3.23 - Fluxos de calor medidos pelo transdutor tipo termopilha superior (q_{sup}) e transdutor inferior (q_{inf}).....	55
Figura 3.24 - Valores da condutividade termica da parafina industrial.....	65
Figura 3.25 - Dispositivo controlador da temperatura da placa quente protegida.....	67

Figura 3.26 - Evolução das temperaturas da placa aquecedora central utilizando geração de calor uniforme ($\Delta\Delta\Delta$) e o sistema controlador de temperatura (...)	68
Figura 3.27 - Fluxos de calor registrados pelos transdutores superior (q_{sup}) e inferior (q_{inf}) quando utilizado um sistema controlador de temperatura	69
Figura 3.28 - Medição da condutividade térmica ao longo do ensaio, calculada pelos fluxos superiores ($\lambda-TFC-sup$), inferiores ($\lambda-TFC-inf$) e através da respectiva média ($\lambda-média$)	71
Figura 3.29 - Calor específico da parafina industrial, utilizando um dispositivo com temperatura constante (...) e com geração constante ($\Delta\Delta\Delta$)	72
Figura 3.30 - Condutividade térmica da parafina industrial, utilizando um dispositivo com temperatura constante (...) e com geração constante ($\Delta\Delta\Delta$)	73
Figura 3.31 - Proposta para um transdutor de fluxo de calor do tipo termopilha	75
Figura 4.1 - Volume de controle	78
Figura 4.2 - Simulação do experimento real	82
Figura 4.3 - Discretização do dispositivo simulado	85
Figura 4.4 - Relação entre voltagem e diferença de temperatura entre placa aquecedora e anel de proteção	87
Figura 4.5 - Simulação do desvio de planicidade existente na placa quente	89
Figura 4.6 - Comparação entre os fluxos de calor medido experimentalmente (pontos discretos) e simulados (linha cheia) para amostra de parafina com espessura de 40 mm	91

Figura 4.7	- Comparação entre os fluxos de calor medidos experimentalmente (pontos discretos) e simulados (linha cheia) para amostra de parafina com espessura de 60 mm.....	92
Figura 4.8	- Comparação entre as temperaturas simuladas (linha cheia) e medidas (pontos discretos) nas superfícies superior (T_{sup}) e inferior (T_{inf}) de uma amostra de parafina.....	93
Figura 4.9	- Fluxos de calor simulados nos transdutores superior e inferior (linhas cheias) e fluxos simulados nas superfícies da amostra (linhas tracejadas).....	94
Figura 4.10	- Simulação da medição da capacidade térmica dos transdutores.....	96
Figura 4.11	- Calor específico simulado em amostra sujeita a uma fuga de calor na superfície lateral (linha tracejada) e amostra completamente isolada (linha cheia).....	98
Figura 4.12	- Fluxos de calor simulados nos transdutores superior (q_{sup}) e inferior (q_{inf}) para amostra sem isolamento lateral.....	99
Figura 4.13	- Erro na medição do calor específico (ϵ_c) para amostra sem isolamento lateral (linha tracejada) e amostra completamente isolada (linha cheia).....	100
Figura 4.14	- Formulação simplificada do dispositivo.....	102
Figura 4.15	- Balanço de energia na amostra (área de análise = área placa aquecedora central)....	104
Figura 4.16	- Fluxos de calor em amostra sujeita a uma perda de calor na superfície lateral.....	105
Figura 4.17	- Fluxos de calor para amostra com condutividade térmica igual a 0,6 W/m.K (linha cheia) e 0,3 W/m.K (linha tracejada). Área de análise = área placa aquecedora central.....	108

Figura 4.18 - Balanço de energia na amostra (área de análise = área total da placa quente protegida).....	109
Figura 4.19 - Fluxos de calor para amostra com condutividade térmica igual a 0,6 W/m.K (linha cheia) e 0,3 W/m.K (linha tracejada). Área de análise = área total	110
Figura 4.20 - Temperaturas médias globais (\bar{T}_{global}) e temperaturas médias laterais (\bar{T}_{lat}) para amostras com condutividade (λ) igual a 0,6 W/m.K (linhas cheias) e 0,3 W/m.K (linhas tracejadas).....	111
Figura 4.21 - Isotermas em amostras — sujeitas a perda de calor lateral — com condutividades térmicas igual a 0,6 W/m.K (linha cheia) e 0,3 W/m.K (linha tracejada).....	112
Figura 4.22 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) para amostras sem isolamento lateral, em função do coeficiente de convecção (h).....	115
Figura 4.23 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) para amostras sem isolamento lateral, em função da temperatura ambiente (T_∞).....	116
Figura 4.24 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função da espessura do isolamento lateral (L_{isol}).....	117
Figura 4.25 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) para amostras sem isolamento lateral, em função do tamanho dos transdutores (L_{TFC})..	118
Figura 4.26 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função da diferença de temperatura entre a placa aquecedora central e o anel de proteção ($\Delta T_{placa-anel}$).....	120

Figura 4.27 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função da diferença de temperatura entre a placa aquecedora central e o anel de proteção ($\Delta T_{\text{placa-anel}}$) para várias espessuras de amostra (L_{am}).....	121
Figura 4.28 - Isotermas de amostra sujeita a uma diferença de temperatura entre anel de proteção e placa central igual à 0,2 K (linha tracejada) e um valor nulo (linha cheia)....	122
Figura 4.29 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função do tamanho dos transdutores (L_{TFC}) para amostras com diferentes condutividades térmicas (λ).....	123
Figura 4.30 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função da dimensão máxima da folga (b).....	125
Figura 4.31 - Erro na medição da condutividade térmica ($\epsilon\lambda$) em função do tempo de ensaio, utilizando-se placa quente com temperatura constante (linha tracejada) e fluxo constante (linha contínua).....	128
Figura 4.32 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função do tempo de ensaio, utilizando-se placa quente com temperatura constante (linha tracejada) e fluxo constante (linha contínua).....	129
Figura I.1 - Vista superior da placa quente protegida....	140
Figura I.2 - Detalhe da inserção dos termopares.....	141
Figura I.3 - Vista superior da placa fria.....	141
Figura I.4 - Vistas superior (a) e inferior (b) da amostra.....	142
Figura I.5 - Detalhe da inserção dos termopares na amostra.....	142
Figura II.1 - A caixa de isolamento térmico.....	146

LISTA DE TABELAS

	Pág.
Tabela 2.1 - Condições comuns às curvas das Fig.2.3 e 2.3	7
Tabela 2.2 - Condições particulares à cada curva da Fig.2.2.....	7
Tabela 2.3 - Condições particulares à cada curva da Fig.2.3.....	9
Tabela 3.1 - Desvio do fluxo de calor em função da flecha (β).....	27
Tabela 3.2 - Constantes de calibração encontradas na primeira etapa de calibração dos transdutores.....	40
Tabela 3.3 - Constantes de calibração encontradas na segunda etapa de calibração dos transdutores	42
Tabela 3.4 - Constantes de calibração finais dos transdutores tipo espira e tipo termopilha..	43
Tabela 3.5 - Dispersão da curva de calibração dos transdutores tipo espira e tipo termopilha..	45
Tabela 3.6 - Curva de calibração para os transdutores tipo espira.....	46
Tabela 3.7 - Curva de calibração para os transdutores tipo termopilha.....	48
Tabela 3.8 - Resultados experimentais - medição da capacidade térmica do par de transdutores tipo espira.....	56
Tabela 3.9 - Resultados experimentais - medição da capacidade térmica do par de transdutores tipo termopilha.....	57
Tabela 3.10 - Propriedades térmicas da parafina industrial determinadas experimental- mente utilizando	

transdutores tipo espira (espessura da amostra = 60 mm).....	59
Tabela 3.11 - Propriedades térmicas da parafina industrial determinadas experimental mente utilizando transdutores tipo espira (espessura da amostra = 40 mm).....	60
Tabela 3.12 - Propriedades térmicas da parafina industrial determinadas experimental mente utilizando transdutores tipo termopilha (espessura da amostra = 40 mm).....	62
Tabela 3.13 - Resultados experimentais da condutividade térmica da parafina industrial, utilizando o método da placa quente protegida.....	64
Tabela 3.14 - Propriedades térmicas da parafina industrial determinadas experimental mente utilizando o dispositivo controlador de temperatura.....	70
Tabela 4.1 - Condições gerais às simulações.....	83
Tabela 4.2 - Resultados simulados das capacidades térmicas.....	95
Tabela 4.3 - Resultados da Simulação.....	109
Tabela 4.4 - Resultados da simulação.....	110
Tabela I.1 - Curva de calibração dos termopares tipo T e tipo K.....	144

SIMBOLOGIA

<u>SÍMBOLO</u>	<u>SIGNIFICADO E UNIDADES</u>
a	Dimensão da folga de ar na espessura mínima [mm]
a	Coefficiente da discretização da equação da difusão de calor
a_p^0	Coefficiente da discretização da equação da difusão de calor
A, A	Constantes de calibração dos transdutores de fluxo de calor $[W.m^{-2}.V^{-1}]$
A	Área $[m^2]$
b	Dimensão da folga de ar na espessura máxima [mm]
B_1, B_2	Constantes de calibração dos transdutores de fluxo de calor $[W.m^{-2}]$
c	Calor específico $[J.Kg^{-1}.K^{-1}]$
c-TFC	Calor específico determinado através dos fluxos simulados através dos transdutores $[J.Kg^{-1}.K^{-1}]$
c-real	Calor específico real da amostra $[J.Kg^{-1}.K^{-1}]$
C	Capacidade térmica $[J.K^{-1}]$
CTFC	Capacidade térmica determinada através dos fluxos de calor simulados nos transdutores $[J.K^{-1}]$
Cam	Capacidade térmica determinada através dos fluxos de calor simulados através da amostra $[J.K^{-1}]$
e	Espessura do transdutor [mm]
E	Potencial de alimentação da Ponte de Wheatstone [V]
E_s	Potencial de saída da Ponte de Wheatstone [V]
f	Fator ponderal

Fc	Fator de compensação da curva de calibração dos transdutores de fluxo de calor do tipo termopilha
fem	Força eletromotriz [μV]
f	Flecha medida na extremidade do transdutor de fluxo de calor [mm]
h	Coefficiente de convecção na superfície lateral da amostra [$\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$]
ℓ	Largura da amostra medida à partir do centro [mm]
L, L-am	Espessura da amostra [mm]
L-TFC	Largura do transdutor medido à partir do centro [mm]
m	Massa [Kg]
λ-médio	Condutividade térmica calculada através da média dos fluxos de calor [$\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$]
p	Coefficiente da discretização da equação da difusão de calor
Q	Coefficiente da discretização da equação da difusão de calor
Q	Quantidade de energia [J]
Q _{abs}	Energia absorvida pela amostra [J]
Q _{inf}	Energia computada através da superfície superior da amostra [J]
Q _{sup}	Energia computada através da superfície superior da amostra [J]
Q _{lat}	Energia computada através da superfície lateral da amostra [J]
Q _{11q 1-2}	Energia absorvida pelo conjunto amostra-transd. [J]
Q _{11q am}	Energia absorvida pela amostra [J]
Q _{11q TFC}	Energia absorvida pelos transdutores [J]

Q_{TFC}	Energia computada pelos transdutores [J]
Q_{real}	Energia absorvida pela amostra até um instante de tempo infinito [J]
q	Fluxo de calor $[W.m^{-2}]$
q_1, q_2	Fluxos de calor dos transdutores durante a calibração $[W.m^{-2}]$
q_{am-i}	Fluxo de calor simulado através da superfície inferior da amostra $[W.m^{-2}]$
q_{am-s}	Fluxo de calor simulado através da superfície superior da amostra $[W.m^{-2}]$
q_{placa}	Fluxo de calor gerado pela placa quente $[W.m^{-2}]$
q_{inf}	Fluxo de calor registrado/simulado pelo transdutor inferior $[W.m^{-2}]$
q_{sup}	Fluxo de calor registrado/simulado pelo transdutor superior $[W.m^{-2}]$
q_{lat}	Fluxo de calor simulado na superfície lateral da amostra $[W.m^{-2}]$
q_d	Diferença entre os fluxos de calor registrados pelos transdutores inferior e superior $[W.m^{-2}]$
q_{TFC-i}	Fluxo de calor simulado através do transdutor inferior $[W.m^{-2}]$
q_{TFC-s}	Fluxo de calor simulado através do transdutor superior $[W.m^{-2}]$
R_1, R_3	Resistência elétrica dos resistores de precisão [Ω]
R_2, R_4	Resistência elétrica das espiras de cobre [Ω]

S	Geração de calor $[\text{J} \cdot \text{m}^{-3}]$
t	Tempo [s]
t'	Instante de tempo final da simulação [s]
T	Temperatura [K]
\bar{T}_2	Temperatura média da amostra no estado 2 [K]
T ₁	Temperatura da placa fria [K]
T _{inf}	Temperatura na superfície inferior da amostra [$^{\circ}\text{C}$]
T	Temperatura no instante anterior à análise [K]
T _{sup}	Temperatura na superfície superior da amostra [$^{\circ}\text{C}$]
T $_{\infty}$	Temperatura ambiente [$^{\circ}\text{C}$]
\bar{T}_{global}	Temperatura média da amostra [$^{\circ}\text{C}$]
\bar{T}_{lat}	Média da temperatura superficial da amostra [$^{\circ}\text{C}$]
$\lambda\text{-TFC-sup}$	Condutividade térmica calculada através do transdutor superior $[\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$
$\lambda\text{-TFC-inf}$	Condutividade térmica calculada através do transdutor inferior $[\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}]$
U ₁ , U ₂	Potencial de saída dos transdutores de fluxo de calor [V]
V	Volume $[\text{m}^3]$
x	Eixo horizontal
y	Eixo vertical

SÍMBOLOS GREGOSSIGNIFICADOS E UNIDADES

α	Difusividade térmica $[\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}]$
$\Delta e_1, \Delta e_2$	Variação do potencial de saída dos transdutores de fluxo de calor [V]
Δt	Intervalo de tempo [s]
$\Delta T_{\text{placa-anel}}$	Diferença de temperatura entre placa aquecedora central e anel de proteção [K]
ΔT	Diferença de temperatura [K]
$\Delta T'$	Variação média da temperatura da amostra até o instante t' [K]
ΔV	Incremento na voltagem aplicada na placa aquecedora central [V]
$\% \Delta L$	Variação percentual da espessura
ε_λ	Erro percentual na medição da condutividade térmica
ε_c	Erro percentual na medição do calor específico
\varnothing	Diâmetro [mm]
ρ	Densidade $[\text{Kg} \cdot \text{m}^{-3}]$
ρ	Resistividade elétrica $[\Omega \cdot \text{m}]$
θ	Temperatura adimensionalizada
τ	Parâmetro adimensionalizado

SUB-ÍNDICES

SIGNIFICADO

e	Relativo ao ponto posterior ao ponto da análise
i	Relativo ao ponto da análise
n	Relativo ao ponto superior ao ponto da análise
p	Relativo ao ponto da análise
po	Relativo ao ponto da análise
s	Relativo ao ponto inferior ao ponto da análise
w	Relativo ao ponto anterior ao ponto da análise

RESUMO

O presente trabalho apresenta um método transiente para a medição das propriedades térmicas de materiais utilizados na construção civil.

O método se baseia na utilização de um equipamento de placa quente protegida, em associação com transdutores de fluxo de calor, fornecendo simultaneamente a condutividade térmica e o calor específico — de amostras homogêneas e planas, isentas de umidade — no mesmo intervalo de tempo que é usualmente dispendido para medir a condutividade térmica.

Dois tipos diferentes de transdutores de fluxo de calor foram construídos, calibrados e utilizados no presente trabalho: transdutores tipo espira e tipo termopilha. As vantagens e desvantagens, decorrentes da utilização de cada transdutor são amplamente discutidas em associação com o problema da medição das propriedades térmicas de uma amostra de parafina industrial.

O dispositivo de medição é exaustivamente analisado, experimentalmente e teoricamente — através de uma simulação numérica do sistema físico, durante o processo de medição. Os fatores responsáveis pela formação de erro são investigados: perdas de calor laterais, diferenças de temperatura entre o anel de proteção e a placa central, dimensões dos transdutores, efeitos de não-planicidade e pontes térmicas.

O método de medição apresentou, para os casos analisados, um erro aleatório em torno de 2,5% para o calor específico e condutividade térmica, quando utilizado em conjunção com transdutores tipo termopilha.

Apresenta-se ainda um estudo sobre possíveis formas de redução do tempo de ensaio, através do controle da temperatura da placa quente.

ABSTRACT

This work presents a transient method to measure the thermal properties of building materials. The method is based on the use of a guarded hot-plate apparatus with heat flux transducers using this method it is possible to measure simultaneously thermal conductivity and specific heat capacity — of dry, plane and homogeneous samples — in the same time interval usually spent only to measure thermal conductivity.

Two kinds of heat flux transducers were built, calibrated and used in this work: transducer of the spiral type and of thermopile type. The advantages and disadvantages with the measurement of the thermal properties of industrial paraffine samples.

The method is analysed — experimentally and theoretically — via numerical simulation of the whole physical system during experimentation. The more important factors that contribute to error in the method are analysed. These factors are: lateral heat losses; temperature difference between the guard and main heater; size of the transducers; non planicity of samples and plates and thermal bridges.

A random error of about 2.5% was found for the specific heat capacity and thermal conductivity measurements for the samples studied when the thermopile transducer was used.

Some possible ways of reducing the experimental time, by using a temperature controller in the hot plate are presented.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

O saber é um bem adquirido, desenvolvido e armazenado por uma sociedade, na busca de relações mais amenas com a Natureza e, na busca de uma compreensão dos fenômenos que a cercam.

Estando todo e qualquer trabalho científico inserido no contexto de uma sociedade, este, automaticamente, está imbuído da tarefa de suprir essas necessidades inerentes a ela.

Sendo o bem-estar de uma sociedade ligada diretamente ao seu saber e a disponibilidade de recursos materiais, a racionalização no uso desses recursos é premente, seguindo uma visão não imediatista. Desse modo, o projeto das edificações, no que se refere aos materiais e elementos empregados e à sua concepção arquitetônica, contribui significativamente para o estabelecimento dos níveis de consumo de energia em climatização e/ou dos padrões de habitabilidade associados ao conforto térmico.

De fato, o conhecimento das propriedades térmicas dos materiais empregados na construção civil reveste-se de importância significativa.

A condutividade, como propriedade térmica, despertou o interesse dos mais antigos pesquisadores. Fourier, no século XVII, chegou à uma equação relacionando o fluxo de calor que atravessa um corpo com a diferença de temperatura entre as suas faces. Definiu, assim, a condutividade térmica. O desenvolvimento de sistemas de medição dessa propriedade já se iniciava naquela época com Pelet, Forbes e Christiansen (segundo descrição de De Ponte [1]).

A Placa Quente, como dispositivo de medição da condutividade foi utilizada no final do século XIX por Lees, Nivem, Nüsselt, entre outros: mas segundo Bode [2], somente em 1912, com Pongem, a Placa Quente tomou a sua forma definitiva — incorporando o anel aquecedor de proteção, evitando fugas de calor laterais — e a forma mais comum de medição da

condutividade: a Placa Quente Protegida.

Segundo De Ponte, a investigação sobre causas de erro na medição iniciou-se em 1950, com Somers e Cyphevs, Dusimberre, entre vários outros. Compilando os diversos trabalhos já existentes, vários países criaram suas Normas Técnicas, como a ASTM C177 [3], BSIBS 874 [4], DIN 52612 [5], AFNOR NF X10-021 [6], regulamentando o uso da placa quente protegida. Normas que são periodicamente revisadas em função do surgimento de análises mais completas dos fenômenos envolvidos.

Ainda nessa mesma linha de medição, dito método estacionário, surgiram formas de medição da condutividade térmica utilizando transdutores de fluxo de calor. Transdutores, estes, construídos de inúmeras formas, como os descritos por Hatfield e Wilkins [7], Heard e Ward [8], Guimarães [9], entre outros. Esse novo método já está incorporado pelas Normas Técnicas, e.g. ASTM C518 [10].

Nas últimas décadas surgem novos métodos para a determinação da condutividade térmica: os métodos dinâmicos ou de regimes transientes. Hoje são inúmeros os métodos existentes, descritos, entre outros, por Carslaw e Jaeger [11], Pelanne e Bradley [12], Vandersande e Pohl [13], etc. Ainda pode ser classificado como método transiente uma variação do método utilizando transdutores de fluxo de calor — apresentado por De Ponte e Di Filippo [14], que será melhor detalhado nessa dissertação.

Em fenômenos transientes, a capacidade térmica dos materiais é uma propriedade fundamental, associada à quantidade de energia que os mesmos tem condições de armazenar quando sofrem um aumento de temperatura. O calor específico é uma propriedade intensiva definida como sendo a razão entre a capacidade térmica e a massa de um dado material.

Desse modo, capacidade térmica específica será uma denominação mais apropriada para essa propriedade, ainda que o uso tenha consagrado o nome "calor específico", estando o mesmo fortemente arraigado em nosso vocabulário.

São vários os métodos para a determinação do calor específico dos materiais. Os mais importantes talvez sejam o método do calorímetro de mistura, descrito pela Norma Técnica ASTM C351-73 [15]; o método do calorímetro adiabático, descrito

por Tye [16], e um método transiente utilizando transdutores de fluxo de calor, apresentado inicialmente por Wattiau [17]. Esses métodos serão apresentados com maiores detalhes no Capítulo 2. Ainda existem inúmeros outros métodos, apresentados por Werner [18], Berge e Blanc [9], Jones *et al.* [20], etc.

Essa dissertação versa sobre uma adaptação do método transiente utilizando transdutores de fluxo de calor apresentado por Wattiau. Determina-se o calor específico e a condutividade térmica, utilizando um dispositivo de placa quente protegida e transdutores de fluxo de calor, em um intervalo de tempo semelhante ao dispendido na medição de apenas a condutividade térmica em um dispositivo tradicional de placa quente.

A princípio, o método é adequado para medição de amostras sólidas, homogêneas, baixas condutividades térmicas e livres de processo de migração de umidade. Como a amostra pode apresentar dimensões razoavelmente grandes — idênticas à placa quente — o método torna-se apropriado para medição das propriedades térmicas de materiais associados à construção civil.

No Capítulo 3, este método será apresentado e descrever-se-á a confecção de dois tipos de transdutores: o transdutor do tipo espira e o transdutor tipo termopilha. Também serão apresentadas as medições em uma amostra de parafina industrial, uma discussão sobre os problemas encontrados e sugestões. Apresentar-se-á uma forma de redução do tempo de ensaio.

Já no Capítulo 4 será apresentada uma simulação do dispositivo descrito, onde se procurou analisar a influência de alguns fenômenos envolvidos na experimentação. Fenômenos como fuga de calor na superfície lateral da amostra, diferença de temperatura entre o anel de proteção e a placa central e não-planicidade da placa quente protegida. Analisa-se ainda duas formas de diminuição do tempo de ensaio: a utilização da placa quente com temperatura controlada e a determinação das propriedades ao longo do ensaio.

Algumas considerações a respeito dos transdutores de fluxo de calor construídos, bem como os comentários finais e sugestões para trabalhos futuros serão apresentados no Capítulo 5.

CAPÍTULO 2

ALGUNS EQUIPAMENTOS E MÉTODOS PARA A MEDIÇÃO DE PROPRIEDADES TÉRMICAS

2.1 - TRANSDUTORES DE FLUXO DE CALOR

Transdutores de Fluxo de Calor são equipamentos com um vasto campo de aplicação. Desde sua utilização em dispositivos de medição de propriedades térmicas — conforme será mostrado — passando por aplicações no meio industrial, até seu uso biológico, na determinação de perda de calor corpórea.

Seu princípio é baseado no fato de ocorrer uma diferença de temperaturas entre as superfícies de um meio sólido, quando este meio é submetido a um fluxo de calor.

De acordo com a lei de Fourier, o fluxo de calor que atravessa o meio é, em regime permanente, diretamente proporcional à diferença das temperaturas de suas superfícies limitantes.

A maioria dos transdutores de fluxo de calor utilizam basicamente, sensores que medem uma diferença de temperaturas sobre uma espessura de material isolante. Hatfield [7], Huebscher *et al.* [21], Tuck [22], Leclencq e Thery [24], entre outros, desenvolveram transdutores cujos sensores são um conjunto de termopares conectados em série, *i.e.*, termopilhas. Heard e Ward [8] construíram um transdutor, também utilizando o princípio da termopilha, mas aliando baixo custo e simplicidade no processo de manufatura. Esse tipo de transdutor foi utilizado nessa dissertação e será descrito, com mais detalhes, no capítulo seguinte.

Outro tipo de transdutor, onde o sensor de temperatura é uma espira de cobre, foi descrito por Andretta *et al.* [23] e Guimarães [9]. Esse tipo de transdutor também foi construído para ser utilizado nessa dissertação. No capítulo seguinte também este transdutor será descrito com mais detalhes,

sugerindo-se algumas modificações para contornar alguns problemas que foram encontrados na utilização do mesmo.

2.2 - MEDIÇÃO DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA

2.2.1 - INTRODUÇÃO

A característica dos materiais aquecerem com maior ou menor intensidade quando submetidos à uma mesma quantidade de energia despertou o interesse dos mais antigos observadores. Foi assim que a condutividade térmica, como uma propriedade de cada material, foi exaustivamente pesquisada.

Fourier, no século XVII, chegou a uma equação relacionando o fluxo de calor que atravessa um corpo sujeito à uma diferença de temperaturas entre as suas faces. Definiu, assim, uma propriedade física, característica de cada material puro: condutividade térmica. Iniciavam-se assim, já naquela época, com Peclet, Forbes e Christiansem (segundo descrição de De Ponte [1]) o desenvolvimento de sistemas para a medição dessa propriedade.

Presentemente, os métodos são divididos em dois grupos distintos: i) métodos estacionários — como o método da placa quente protegida, método utilizando transdutores de fluxo de calor, entre outros; ii) métodos dinâmicos — tendo significativo desenvolvimento à partir de 1959 com Carslaw e Jaeger [11], hoje são inúmeros os métodos descritos, entre outros, por Pelanne e Bradley [12], Hoffman [25], Iwaki [26], Vandersande e Pohl [13], Singh *et al.* [27], Fernandes [39].

Uma grande maioria desses métodos, mede — juntamente com a condutividade — a difusividade térmica, e por conseguinte, o calor específico.

De Ponte e Di Filippo [14] descreveram uma nova análise do método estacionário utilizando transdutores de fluxo de calor, aproximando-o de um método dinâmico.

Nas próximas seções serão descritos o dispositivo de placa quente protegida e o método de medição da condutividade térmica utilizando transdutores de fluxo de calor.

2.2.2 - MÉTODO DA PLACA QUENTE

A placa quente, como dispositivo de medição da condutividade térmica, foi utilizada por diversos pesquisadores, e.g., Lees em 1891, Nivem em 1906, Nüsselt e Groeben em 1911.

Para contornar o problema acarretado pela existência de fugas laterais no dispositivo de placa quente, Pongsem, em 1912 introduziu o anel aquecedor de proteção (segundo descrição de Bode [2]). Criou-se assim, a forma mais comum de medição da condutividade térmica: A Placa Quente Protegida (Fig.2.1).

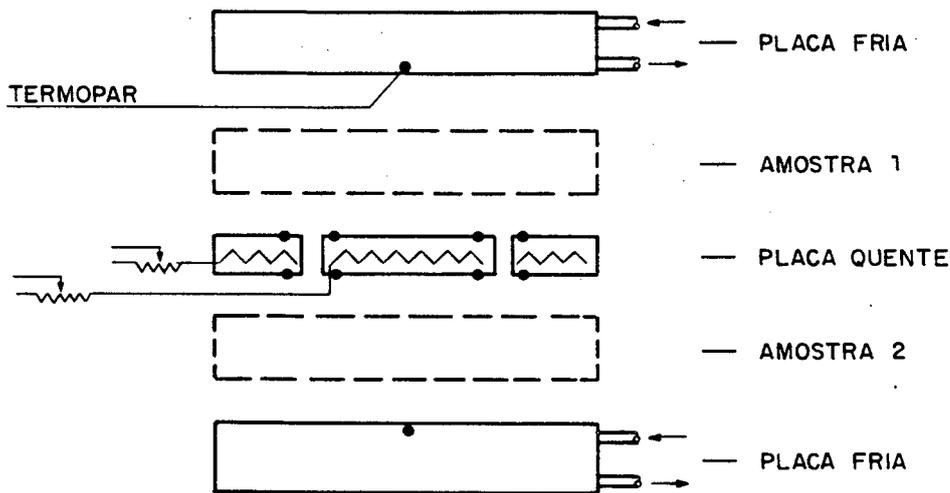


Fig.2.1 - A Placa Quente Protegida.

Normas Técnicas como a ASTM C177 [3], BSI BS874 [4], DIN 52612 [5], AFNOR NF X10-021 [6] regulamentam o uso da Placa Quente Protegida. Elas são fruto da compilação de diversos trabalhos onde se procura a compreensão dos diversos fenômenos envolvidos, associados à utilização desse dispositivo. É importante observar que há uma revisão contínua dos textos dessas normas, resultado do avanço científico e tecnológico em cada um dos países onde essas normas são utilizadas.

Muitos problemas não estão ainda suficientemente caracterizados. Evidência disso são as diferentes exigências nas várias Normas Técnicas existentes, para o mesmo tipo de problema. (Vide compilação de Normas Técnicas apresentadas por Philippi *et al.* [28]).

Segundo De Ponte [1], a investigação sobre causas de erro na medição iniciou-se em 1950, com o trabalho de diversos autores (Somers e Cyphers, Dusimberre, etc.). Troussart [29], através do método de elementos finitos bidimensionais, realizou uma análise de uma placa quente protegida circular. Simulando um não balanceamento da placa, ou seja, uma diferença de temperaturas entre anel aquecedor de proteção e placa aquecedora principal, analisou o erro acarretado na medição da condutividade para várias espessuras de amostra, fios de termopares, e dimensões da folga entre anel de proteção e placa central.

A Fig.2.2 indica o erro na medição da condutividade térmica ($\epsilon\lambda$) de uma amostra de fibra de vidro sujeita às condições mostradas na Tabela 2.1 e 2.2, em função da diferença de temperaturas entre a placa aquecedora e o anel de proteção central ($\Delta T_{\text{placa-anel}}$).

Tabela 2.1 - Condições comuns às curvas da Fig.2.2 e 2.3.

λ amostra = 0,042 W/m.K
 raio placa = 150 mm
 largura anel = 150 mm
 espessura isolamento lateral = 150 mm
 λ isolamento lateral = 0,035 W/m.K
 temperatura ambiente = 273 K
 coeficiente convecção lateral = 0,058 W/m².K

Tabela 2.2 - Condições particulares à cada curva da Fig.2.3.

CURVA	ESPESSURA DA AMOSTRA (mm)	DIFERENÇA DE TEMPERATURA NA AMOSTRA (K)
A	100	5
B	100	20
C	50	5

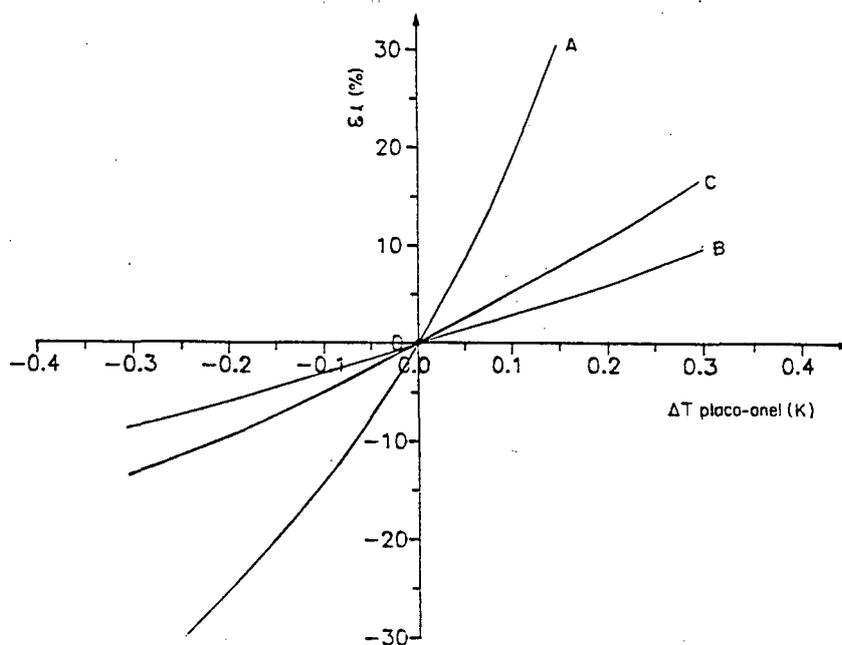


Fig.2.2 - Erro na medição da condutividade térmica (ϵ_λ) em função da diferença de temperatura ($\Delta T_{\text{anel-placa}}$). (Fonte: Troussart [29]).

Essa análise mostra, como esperado, que há um aumento no erro com a espessura da amostra e com a diferença de temperatura entre o anel de proteção e a placa aquecedora central. Nota-se que o erro decresce com um aumento da diferença de temperaturas através da amostra (curva A e B). Simulações mostraram a pequena influência da largura do anel de proteção e dos materiais utilizados na construção da placa quente (Al ou Cu).

A Fig.2.3 mostra o erro devido a colocação de uma série de 45 termopares entre o anel de proteção e a placa aquecedora central. A Tabela 2.3 mostra as condições particulares para cada curva. As demais condições são idênticas à anterior.

Tabela 2.2 - Condições particulares à cada curva da Fig.2.3

CURVA	DIFERENÇA DE TEMPERATURA ATRAVÉS DA AMOSTRA (K)	DIÂMETRO DOS TERMOPARES (mm)
A	5	0,5
B	5	0,3
C	20	0,3

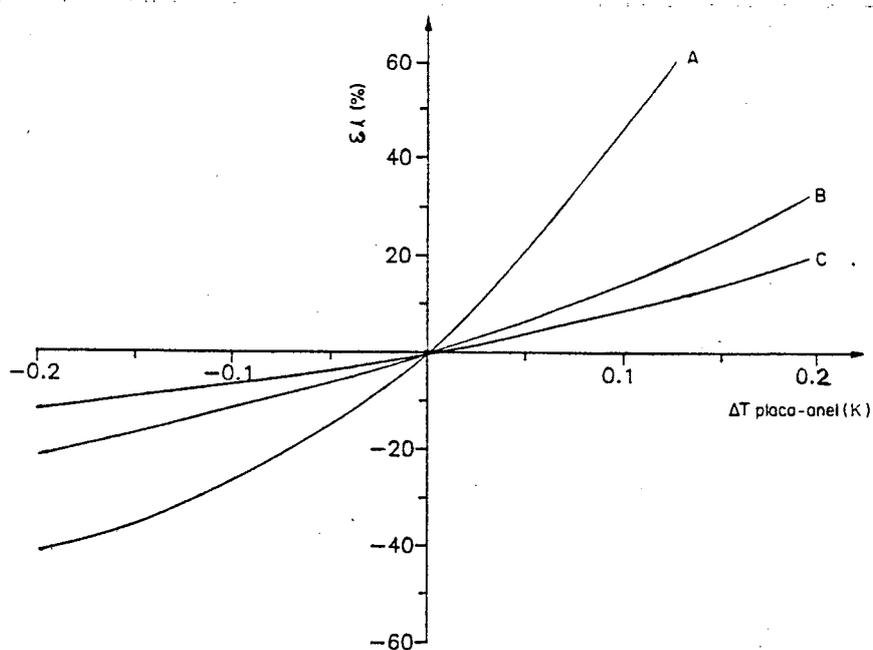


Fig.2.3 - Erro na medição da condutividade térmica ($\epsilon\lambda$) em função da diferença de temperatura ($\Delta T_{\text{anel-placa}}$). (Fonte: Troussart [29]).

Como previsto, o erro aumenta com a espessura e com a condutividade térmica do termopar. Por outro lado, também ocorre um sensível decréscimo do erro, aumentando-se a diferença de temperatura através da amostra.

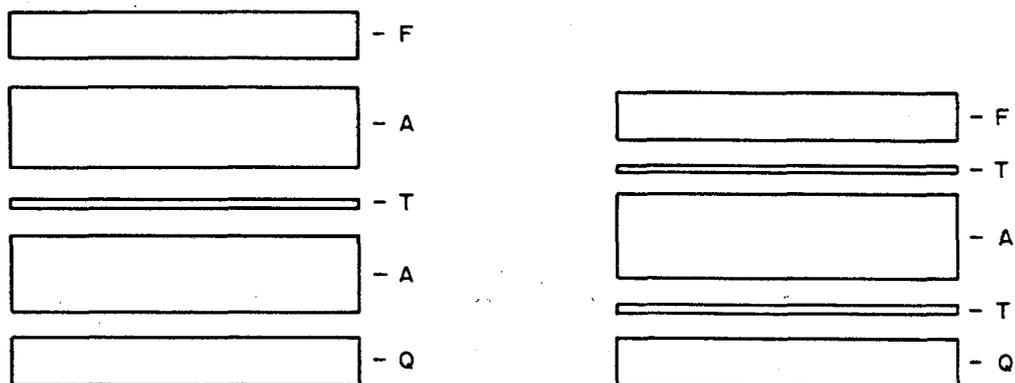
Como conclusão, Troussaut sugere utilizar na medição da condutividade térmica de isolamentos térmicos ($\lambda \leq 0,045$ W/m.K), amostras com espessura menor que 25 mm, submetidas à diferenças de temperaturas através da amostra maiores que 20°C, além de utilizar fios de termopares com diâmetros inferiores a 0,2 mm. Trabalhos como este, após análises aprofundadas, são incorporados às Normas Técnicas, aprimorando ao longo do tempo os sistemas de medições.

2.2.3 - MEDIÇÃO DE CONDUTIVIDADE TÉRMICA UTILIZANDO TRANSDUTORES DE FLUXO DE CALOR

Com o surgimento dos novos tipos de isolamentos térmicos, na década de 60, sentiu-se a necessidade de desenvolver métodos de medição da condutividade térmica mais operacionais, para utilização no próprio meio industrial. De fato, o método da placa quente protegida exige a confecção de duas amostras idênticas, teóricamente impossível.

Segundo De Ponte e Di Filippo [14], em 1962 surgiram as primeiras experiências com a utilização de transdutores de fluxo de calor (TFC) como um método mais simples e rápido em relação ao da placa quente protegida. Trata-se de um método secundário para a medição de condutividade térmica de materiais isolantes, necessitando de calibrações periódicas, regulamentado pelas diversas Normas Técnicas existentes. (Vide Philippi *et al.* [28]).

A Fig.2.4 mostra duas maneiras de montagem desse sistema de medição. Na Fig.2.4-a o sistema compõe-se apenas de duas placas com temperaturas distintas e constantes, um transdutor de fluxo de calor e um par de amostras com propriedades semelhantes. A Fig.2.4-b mostra um sistema onde são necessários dois TFC e apenas uma amostra.



a) duas amostras

b) uma amostra

F - placa fria

T - transdutor de fluxo de calor

A - amostra

Q - placa quente

Fig.2.4 - Maneiras de montagem do dispositivo de medição da condutividade térmica utilizando transdutores de fluxo de calor.

A primeira forma de montagem do dispositivo é regulamentado, em especial, pela Norma ASTM C518 [10]. Essa Norma, inclusive discorre sobre a possibilidade de utilizar apenas uma amostra e um TFC.

A calibração de qualquer um dos dispositivos é feita através de amostras padrões com propriedades semelhantes às das amostras em teste. Essas propriedades são determinadas em um dispositivo de placa quente protegida, devendo-se calibrar também o sistema em condições semelhantes as de uso no que se refere à temperatura média.

De Ponte e Di Filippo [14] descreve que o método utilizando uma amostra e dois TFC (Fig.2.4-b), apesar de ter uma menor precisão em relação ao método da placa quente protegida apresenta algumas vantagens. Além da simplicidade e o baixo custo do sistema, pode-se ainda realizar ensaios em amostras envolvendo mudança de fase e migração de umidade de maneira mais segura que o método tradicional. O próprio método de medição do

calor específico, tema dessa dissertação, é uma derivação desse sistema de medição.

De Ponte apresenta um método para a redução do tempo de medição da condutividade. Com o sistema mostrado na Fig.2.4-b, utilizou a média aritmética dos fluxos das medidas nos transdutores para determinar a condutividade. Conseguiu, desta forma, uma redução no tempo de medição para até 1/3 do tempo normal de medição.

Ele alerta, contudo, quanto ao pouco conhecimento que existe ainda em relação aos fenômenos envolvidos nesse tipo de medição. Afirma que Normas Técnicas existentes são, usualmente, mais curtas e simples que as relativas às placas quentes, justamente pela falta de um domínio completo dos erros associados.

2.3 - MEDIÇÃO DO CALOR ESPECÍFICO

2.3.1 - INTRODUÇÃO

O calor específico é uma propriedade essencial na medição das propriedades térmicas de materiais, quando utilizados em condições não estacionárias ou de fluxo de calor transiente. Ele é uma propriedade termodinâmica básica de todas as substâncias, com seu valor dependente da composição química, não sendo possível determiná-lo teoricamente para a maioria dos materiais [15].

A maioria dos métodos de medição do calor específico existentes são baseados na derivação da 1ª Lei da Termodinâmica: $Q = C\Delta T$ onde Q é a quantidade de calor absorvida por uma amostra para alterar em ΔT a sua temperatura média. Essa alteração está relacionada com uma constante C denominada capacidade térmica, que por sua vez é a propriedade extensiva do calor específico (c). É uma parcela de outro parâmetro: a difusividade térmica.

Conforme descrito em seções anteriores, vários são os métodos para medição dessa propriedade, descritos por autores como: Werner [18], Berge e Blanc[19], Cerro [31], Gandia e

Baeza [32], Matheus e Morris [33], Bros e Camia [34], Jones et al.[20], entre outros.

Nas próximas seções serão brevemente descritos alguns dos métodos mais utilizados: o método do calorímetro de mistura e o método do calorímetro adiabático. Além desses, será rapidamente descrito um método proposto por Wattiau [17]: um método transiente utilizando transdutores de fluxo de calor. A presente dissertação baseia-se neste método.

2.3.2 - CALORÍMETRO DE MISTURA

É o método clássico de medição do calor específico; descrito, nesse caso, pela Norma Técnica ASTM C351-73 [15]. Uma pequena amostra é aquecida à uma temperatura entre 95 e 100°C. Essa amostra é então mergulhada em um recipiente adiabático (calorímetro) contendo água (cerca de 300 g) à 20°C. (Fig.2.5).

Da mistura resulta uma temperatura final de equilíbrio entre a água e o calorímetro com a amostra. Com o conhecimento da capacidade térmica do calorímetro, através de uma calibração prévia, e da massa de água presente, calcula-se o calor específico da amostra. A calibração é feita com um corpo de cobre eletrolítico de calor específico conhecido.

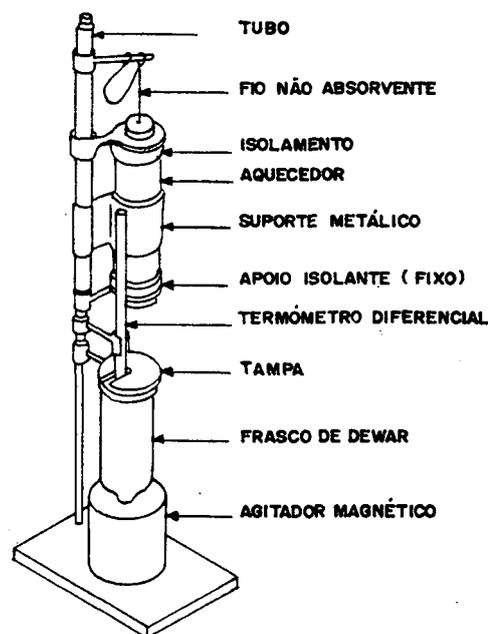


Fig.2.5 - O calorímetro de mistura.

Amostras com baixas capacidades térmicas dificultam a medição da variação de temperatura do banho. Uma não homogeneidade na amostra, como é o caso frequente para materiais de construção, constitui um fator de erro na medição. A perda de calor por radiação durante o mergulho da amostra na água e a própria evaporação da água também podem introduzir erros.

2.3.3 - CALORÍMETRO ADIABÁTICO

Trata-se de um método apresentado por Tye e Spiney [16], onde a amostra — dentro de um recipiente adiabático — é aquecida utilizando-se uma fonte de energia conhecida, sendo registrada a sua variação de temperatura. O recipiente adiabático é construído de tal forma a bloquear toda troca de calor com o meio (Fig.2.6).

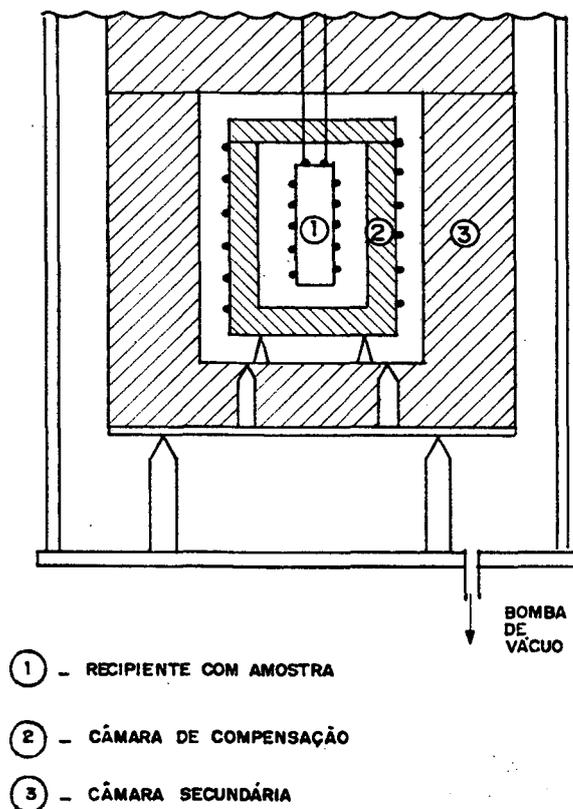


Fig.2.6 - O calorímetro adiabático.

Esse método possibilita o uso de amostras maiores, mas exige a utilização de instrumentos mais sofisticados em relação aos usados para o calorímetro de mistura.

2.3.4 - MÉTODO TRANSIENTE UTILIZANDO TRANSDUTORES DE FLUXO DE CALOR

Trata-se de um método transiente onde mede-se — através de transdutores de fluxo de calor — a energia absorvida pela amostra ao passar de um estado em regime permanente a um estado de gradiente estacionário, e sua mudança de temperatura. Wattiau [17] sugeriu esse método para medição do calor específico de grandes amostras, especialmente para materiais de construção civil, utilizando placas com temperaturas controladas.

Esse método foi adaptado — sendo tema dessa dissertação, conforme será apresentado no próximo capítulo —, utilizando-se de um dispositivo de placa quente protegida, ao invés de placas com temperaturas controladas.

CAPÍTULO 3

PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 - INTRODUÇÃO

Os equipamentos fundamentais do método transiente de medição são, além da placa quente protegida, o transdutor do fluxo de calor. Neste capítulo apresenta-se, além do princípio do método, uma discussão do dispositivo de placa quente protegida e de dois tipos de transdutores de fluxo de calor utilizados, mostrando detalhes de construção e calibração.

Mostra-se também a montagem completa do dispositivo de medição do calor específico e condutividade térmica, objeto principal desse trabalho. Problemas inerentes aos métodos são discutidos em detalhes, assim como as alternativas utilizadas para a eliminação/minimização desses problemas. Finalmente, apresenta-se as medições efetuadas, e alguns métodos para diminuir o tempo de medição.

3.2 - PRINCÍPIO DO MÉTODO

O calor específico dos materiais é usualmente medido, utilizando-se pequenas amostras, por métodos calorimétricos. Um método transiente para determinar o calor específico de grandes amostras, — especialmente aplicado a materiais de construção civil — utilizando um dispositivo com temperaturas fixas e transdutores de fluxo de calor foi apresentado por Wattiau [17].

O método consiste em medir a energia total (Q_{1-2}) que um corpo necessita trocar para passar de um estado de equilíbrio térmico (estado 1) para um estado estacionário com gradiente térmico (estado 2), e, a variação da temperatura média da amostra entre esses dois estados. Pela Lei da Conservação da Energia,

$$Q_{11q\ 1-2} = \int_1^2 \rho c T dV = \left[\int \rho c T dV \right]_2 - \left[\int \rho c T dV \right]_1$$

onde ρ é a densidade, c é o calor específico e T a temperatura, sendo todos referentes à cada volume infinitesimal dV da amostra.

No estado 1 têm-se um estado de equilíbrio térmico à T_1 ; então, considerando a amostra homogênea têm-se:

$$\left[\int \rho c T dV \right]_1 = mcT_1$$

onde m é a massa da amostra.

No estado 2 têm-se um estado de gradiente estacionário, *i.e.*, uma distribuição linear da temperatura. Considerando T_{sup} a temperatura na superfície superior da amostra (espessura = L) e T_{inf} a temperatura na superfície inferior da amostra pode-se escrever:

$$T(x) = \frac{T_{inf} - T_{sup}}{L} x + T_{inf}$$

onde $T(x)$ é a distribuição de temperatura ao longo de uma amostra de espessura L orientada pelo eixo x .

Então,

$$\begin{aligned} \left[\int \rho c T dV \right]_2 &= \rho c A \int_0^L T(x) dx = \rho c V \frac{(T_{sup} + T_{inf})}{2} \\ &= mc\bar{T}_2 \end{aligned}$$

onde \bar{T}_2 é a temperatura média da amostra no estado 2. O calor específico (c) pode, então, ser representado por:

$$c = \frac{Q_{11q\ 1-2}}{m.(\bar{T}_2 - T_1)} \quad (3.1)$$

A condutividade térmica (λ) é determinada, utilizando a Lei de Fourier, no final da experimentação: no estado de gradiente térmico estacionário,

$$\lambda = \frac{q \cdot L}{T_{\text{inf}} - T_{\text{sup}}} \quad (3.2)$$

onde q é o fluxo de calor médio medido pelos transdutores.

O sistema proposto por Wattiau, utiliza um dispositivo que mantém fixas as temperaturas nas superfícies superior e inferior da amostra. Esse sistema foi adaptado em nosso laboratório utilizando um dispositivo de placa quente protegida: neste caso, um processo de dissipação de calor é mantido constante, durante todo o desenrolar do experimento. É um método mais simples, pois não requer sistemas de controle.

3.3 - DESCRIÇÃO DOS EQUIPAMENTOS

3.3.1 - PLACA QUENTE PROTEGIDA

Utilizou-se, nesse experimento, uma placa quente protegida, construída em nosso laboratório. O calor gerado provém da dissipação de energia elétrica em uma resistência de Niquel-Cromo (\varnothing fio = 0,57 mm) distribuída sobre uma placa de mica (esp. = 4 mm). As temperaturas são uniformizadas por duas placas de cobre (esp. = 4 mm) dispostas uma em cada lado da placa de mica.

Para compensar as perdas de calor laterais, a placa aquecedora é dividida em um núcleo (a placa aquecedora central) e em um anel externo. A placa quente protegida apresenta um formato quadrangular, dimensões de 300 x 300 mm², onde a placa aquecedora central ocupa uma área de 200 x 200 mm² circundado pelo anel de proteção que apresenta uma largura de 50 mm.

O núcleo e o anel possuem controle de potência independentes, possibilitando a equalização de suas temperaturas. As temperaturas da placa quente são medidas por 6

termopares do tipo T, embutidos nas placas de cobre e dispostos conforme mostra a Fig.I.1 do Anexo I.

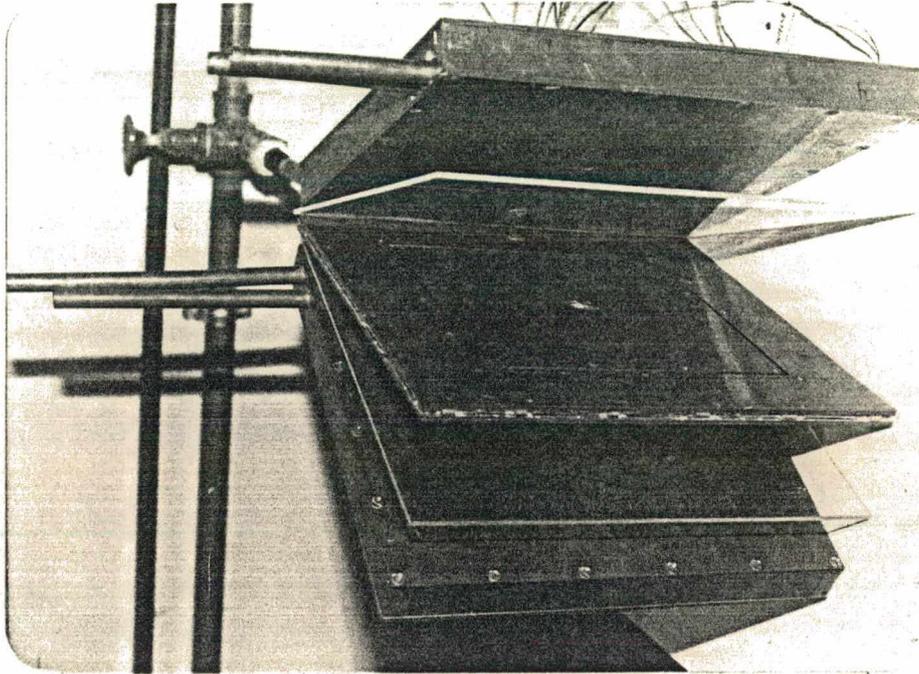


Fig.3.1 - Fotografia da placa quente protegida (cedida por Guimarães [9]).

A energia elétrica, utilizada no aquecimento da placa quente, provém de um auto transformador variável de corrente alternada (marca Aute, tensão de saída 0 - 220 V). Notou-se, na fase de testes, uma sensível variação da tensão da rede de alimentação. Intercalou-se, então, um regulador automático de tensão (marca Televolt), obtendo boa estabilidade da tensão de saída (variação $\leq 0,2\%$ /dia).

Apesar de não se encontrar restrições em Normas Técnicas consultadas ([3], [10]) procura-se, sempre que possível utilizar corrente contínua no aquecimento da placa quente. De

fato, há pouca confiabilidade nos medidores normais de tensão alternada, visto ser necessário medir a tensão em RMS. Mas, nessa experimentação utilizou-se corrente alternada, visto que não dispúnhamos de uma fonte de corrente contínua com a tensão de saída desejada (em torno de 80 V). Além disso utilizou-se um voltímetro com alta confiabilidade na medição de tensão alternada em RMS (marca HP, modelo 3852A). A corrente foi medida pelo mesmo voltímetro associado à uma resistência padrão (marca Manganin, $0,1 \pm 0,001 \Omega$). A potência dissipada na placa aquecedora central, na maioria dos ensaios foi aproximadamente 15 W.

As duas placas frias construídas com chapas de cobre (esp. = 4 mm), possuem serpentinas internas com passagem de água para a refrigeração. As temperaturas de cada placa também são medidas por termopares tipo T dispostos conforme a Fig. I.2 do Anexo I. Durante a experimentação, não se notou diferença de temperaturas entre os dois pontos de medição (centro e borda da placa fria).

A água, suprida a uma vazão de 500 l/hora, provém de um tanque subterrâneo com capacidade de 15.000 l. Apesar da tubulação não ser isolada, há uma boa estabilidade da temperatura da água de refrigeração (variação $\leq 0,02 \text{ }^\circ\text{C/hora}$).

Na placa quente, a sustentação mecânica da resistência elétrica e das placas de cobre é feita pelo corpo da placa de mica. Esse sistema tem como vantagem a facilidade de construção e desmontagem, mas tem como inconveniente a formação de uma ponte térmica entre o anel de proteção e a placa aquecedora central, constituída pela própria placa de mica. A Fig. 3.1 mostra o dispositivo de placa quente protegida.

Um fato notado durante os primeiros testes de medição da capacidade térmica motivou investigações mais detalhadas na placa quente e nos transdutores de fluxo de calor.

No final da experimentação, conforme descrito na Seção 3.2, a amostra encontra-se em um estado de gradiente estacionário. Os fluxos de calor medidos pelos transdutores posicionados nas superfícies superior e inferior da amostra, deveriam ser semelhantes. Devido à possíveis fugas de calor

laterais, em função da temperatura ambiente ser inferior a temperatura média da amostra, o fluxo medido pelo transdutor superior poderia ser menor que o fluxo medido pelo transdutor inferior. Mas tal fato não ocorreu: o fluxo de calor medido pelo transdutor superior chegava a ser 5% maior que o fluxo medido pelo transdutor inferior.

Descartada a hipótese de erro na calibração dos transdutores, visto que invertendo a posição dos mesmos a diferença persistia, partiu-se para uma investigação mais detalhada da placa quente.

Um problema detectado na placa quente foi a ocorrência de gradientes de até $0,2^{\circ}\text{C}$ ao longo do anel de proteção quando um fluxo de calor constante era dissipado na placa quente, em regime permanente. A tentativa de encontrar a origem desse problema, levou à constatação de existir, na superfície da placa quente, desvios de planicidade de até 1 mm, decorrentes da própria forma de construção: chapas de cobre não muito espessas, fortemente unidas com parafusos. De fato, esse desvio de planicidade em muito supera recomendações da Norma Técnica ASTM C518 [10], por exemplo. Essa Norma recomenda desvios de no máximo 0,05% da dimensão da placa. No caso, algo em torno de 0,1 mm.

O contato térmico diferenciado, causado por essa não planicidade era, possivelmente, uma das causas do gradiente de temperatura ao longo do anel de proteção. Minimizou-se esse efeito moldando sobre a placa quente uma camada de resina acrílica com ajuda de um vidro plano. Preencheu-se com cera desmoldante a folga entre o anel e a placa central. Ao final do processo retirou-se a cera desmoldante juntamente com a camada de resina sobre a folga. O desvio de planicidade foi reduzido à valores inferiores à 0,1 mm, mas o gradiente térmico no anel persistia, ainda que com menor intensidade. E o fluxo medido pelo transdutor superior, maior que o fluxo medido pelo transdutor inferior também persistia, apesar da diferença diminuir para 3% aproximadamente.

Investigou-se a hipótese de haver uma distribuição não uniforme do fio que constituía a resistência elétrica do anel de

proteção. Mediu-se, com um ohmímetro de precisão, a resistência elétrica de diversos segmentos. Nenhuma disparidade sensível foi encontrada.

Outra possível causa seria um mau contato térmico em alguns locais entre as placas de mica e cobre, mas não foi possível realizar nenhuma investigação para verificar este problema. Os termopares também foram recalibrados, não indicando qualquer disparidade.

Como já foi descrito anteriormente, a placa central e o anel de proteção devem ser mantidos à mesma temperatura para diminuir as perdas de calor laterais. Optou-se, então, por equalizar a temperatura da placa central com a média das temperaturas medidas no anel de proteção. Quanto ao problema do fluxo superior ser maior que o fluxo inferior, resolveu-se investigar os transdutores com maior atenção. Essa discussão será retomada na seção seguinte.

3.3.2 - TRANSDUTOR DE FLUXO DE CALOR DO TIPO ESPIRA

Dois transdutores foram inicialmente montados no laboratório, de maneira artesanal, baseado no modelo proposto por Guimarães [9]. Utilizam como sensor (de temperatura) a propriedade dos metais de variarem a sua resistência elétrica com a temperatura.

Duas espiras planas de fio de cobre ($\emptyset = 0,1\text{mm}$) cobrindo homogeneamente uma área de $200 \times 200 \text{ mm}^2$ são dispostas uma sobre cada lado de uma placa de acrílico com dimensões $300 \times 300 \times 3,5 \text{ mm}$. Optou-se pela placa de acrílico, devido a esta obedecer recomendações traçadas por De Ponte et al [35]: condutividade térmica constante e incompressibilidade. As espiras planas são conseguidas enrolando-se o fio de cobre com a ajuda de um mecanismo auxiliar, consistindo de um quadro que gira ao redor de um eixo, conforme mostra a Fig.3.2.

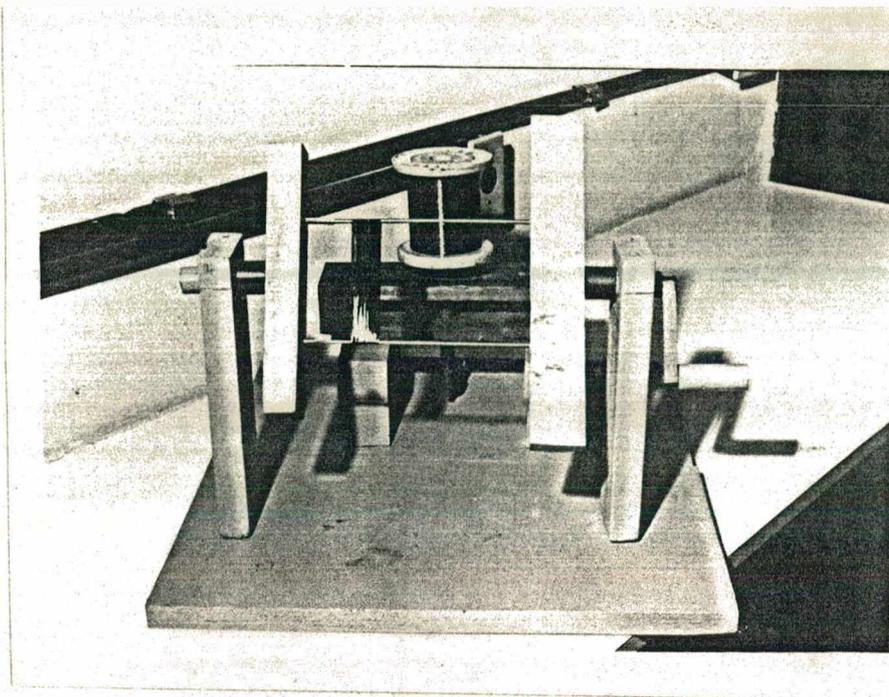


Fig.3.2 - Fotografia do mecanismo auxiliar para construção das espiras planas.

Após enrolada, a espira ganha sustentação própria aplicando-se cola (marca comercial Araldite) e prensando-a entre superfícies planas (Fig.3.3).

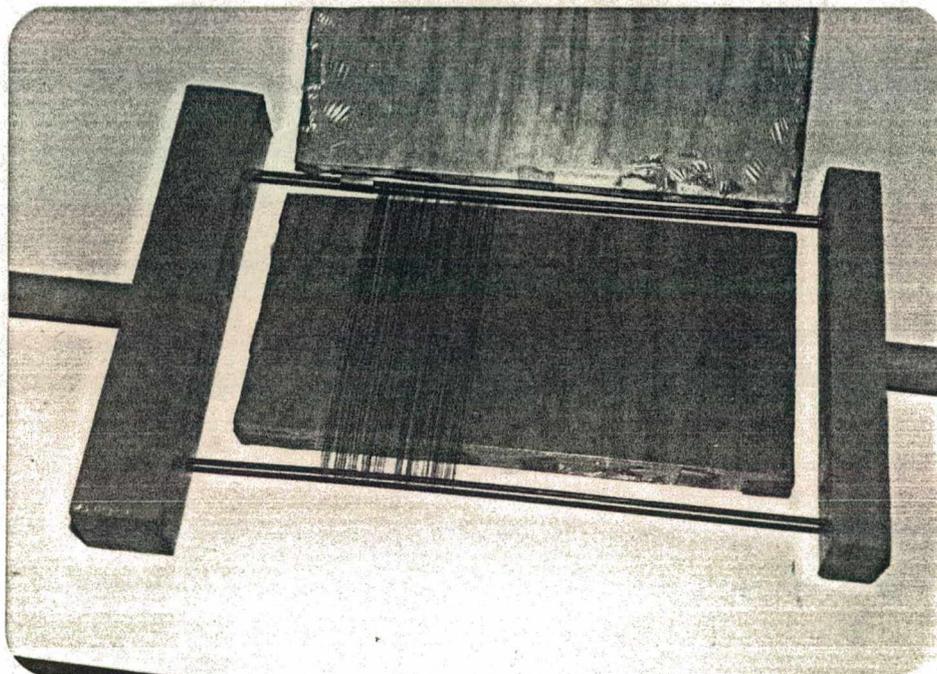


Fig.3.3-a) Fotografia da confecção das espiras planas (cedida por Guimarães [9]).

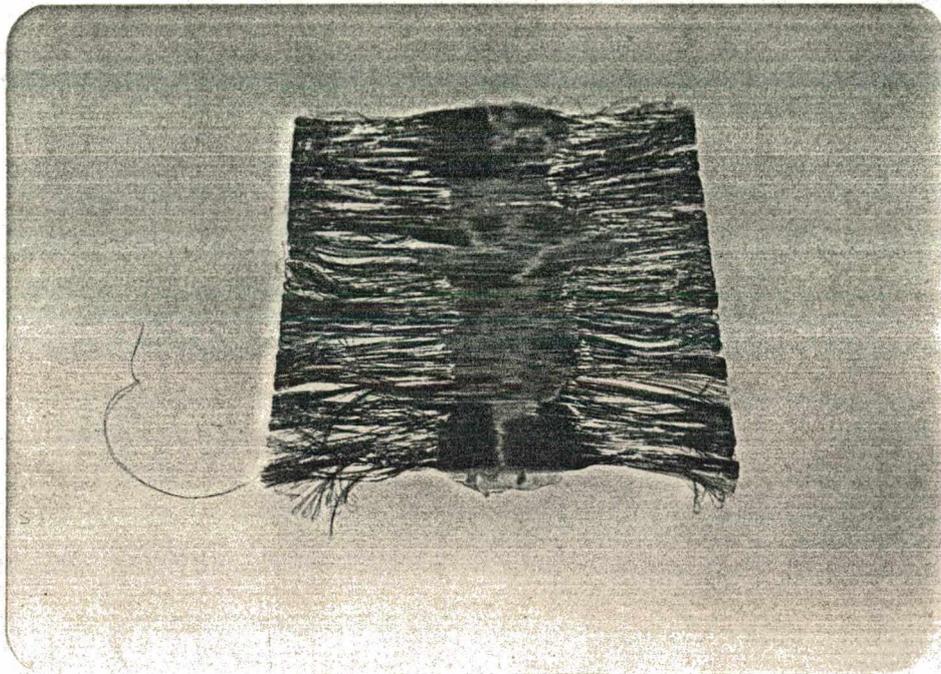


Fig.3.3-b) Fotografia da confecção das espiras planas (cedida por Guimarães [9]).

A espira é então fixada com resina acrílica sobre a placa de acrílico utilizando placas de vidro enceradas, obtendo-se assim uma excelente planicidade.

A resistência elétrica das espiras ($\pm 800 \Omega$) varia proporcionalmente com a temperatura. Ligadas então em uma ponte de Wheatstone, (Fig.3.4), alimentada por 3 Volts (DC), a diferença de potencial de saída (E_s) será diretamente proporcional ao fluxo de calor através do transdutor:

$$E_s = E \cdot \left[\frac{R_3}{R_2 + R_4} + \frac{R_1}{R_1 + R_2} \right]$$

Onde E = potencial de alimentação (3,00 V), R_1 , R_3 = resistência elétrica dos resistores de precisão (1000Ω) e R_2 , R_4 = resistência elétrica das espiras de cobre (Ω).

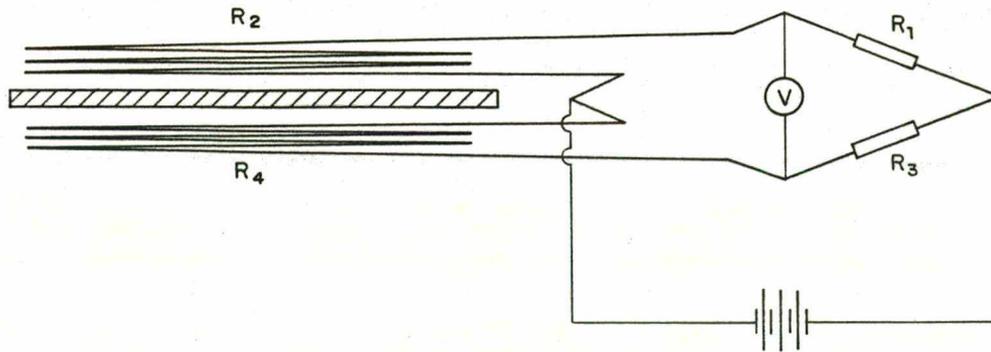


Fig.3.4 - Ponte de Wheatstone.

Como já foi descrito na seção anterior, a busca de explicação para o fato do fluxo medido pelo transdutor superior ser maior que o fluxo medido pelo transdutor inferior, em uma experimentação em regime permanente, levou a investigação mais detalhada de fatores que podem influenciar as medições desses fluxos de calor.

Notou-se uma grande sensibilidade do sistema de medição, com a variação da temperatura da Ponte de Wheatstone. Desse modo, além de se utilizar resistores de precisão (mais estáveis com a temperatura), isolou-se termicamente a Ponte do meio ambiente. Pequenas diferenças nos valores das resistências das espiras, em função do modo de construção, produzem um desbalanceamento residual na ponte de Wheatstone. Isso acarreta um valor não nulo da diferença de potencial na condição de fluxo de calor nulo no transdutor. A consequência disso é apenas o aparecimento de uma constante de resíduo na curva de calibração (Seção 3.4), não acarretando erro algum na medição. A possibilidade desse fenômeno é citado na Norma Técnica ASTM C518 [10].

Tentou-se, todavia, eliminar esse desbalanceamento residual utilizando-se potenciômetros de precisão (Trimpot) para ajustar as resistências de modo a equilibrar a Ponte. Descartou-se esse procedimento devido ao tipo de Trimpot utilizado ser suscetível à variações da resistência elétrica quando sujeito à vibrações moderadas.

O problema mais grave detectado nesse modelo de transdutor foi o fato do mesmo comportar-se como um extensômetro. Sendo as espiras coladas sobre a placa de acrílico, qualquer flexão traciona uma das espiras e comprime a outra, modificando as suas resistências elétricas. Essa variação de resistência indica um fluxo de calor inexistente.

Montou-se um pequeno experimento para determinar a influência da flexão sobre o fluxo de calor indicado pelo transdutor. Prendeu-se o transdutor em uma das bordas conforme mostra a Fig.3.5.

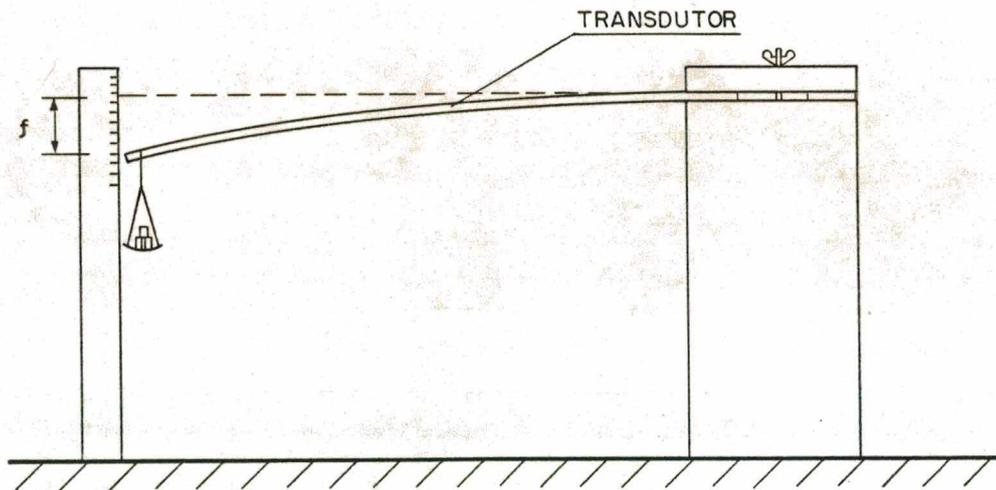


Fig.3.5 - Dispositivo para verificação da influência da flexão do transdutor.

Com o auxílio de uma escala, determinou-se a flecha (f) causada por uma força aplicada na extremidade oposta ao engastamento. A Tabela 3.1 mostra desvios do valor indicado pelo transdutor em função da flecha medida conforme mostra a Fig.3.5.

Tabela 3.1 - Desvio do fluxo de calor em função da flecha (f).

FLECHA f (mm)	DESVIO DO FLUXO DE CALOR (W/m^2)
0,5	1,2
1	2,2
2	4,1

Minimizou-se esse problema através de um artifício simples: deixou-se as espiras de cobres livres sobre a placa de acrílico. As espiras, depois de prontas, receberam uma camada de resina acrílica, prensando-se-as entre duas placas de vidro plano. Elas assim adquiriram uma certa resistência mecânica (Fig.3.6).

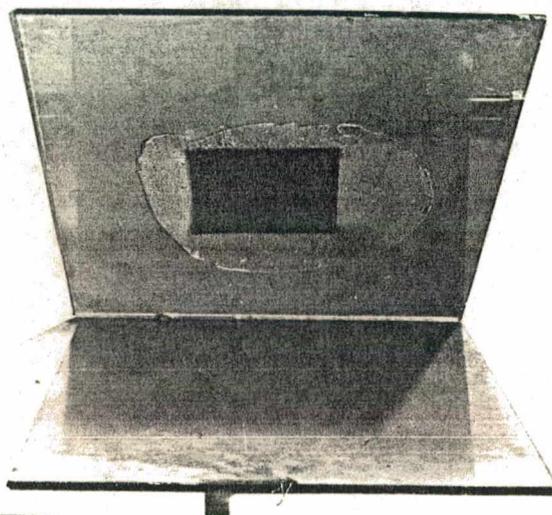


Fig.3.6 - Fotografia da confecção da espira plana de cobre.

Para melhor deslizarem sobre a placa de acrílico e melhorar o contato térmico, aplicou-se uma fina camada de vaselina. Nessa nova configuração, verificou-se que transdutores não mais sofriam influência da flexão. A espessura do transdutor ficou em torno de 4 mm. Como ressalva a esse último sistema, observa-se que não há garantia de um contato térmico homogêneo e invariável entre as espiras e a placa de acrílico.

Apesar de tudo, o fluxo de calor medido pelo transdutor superior continuava maior que o fluxo medido pelo transdutor inferior.

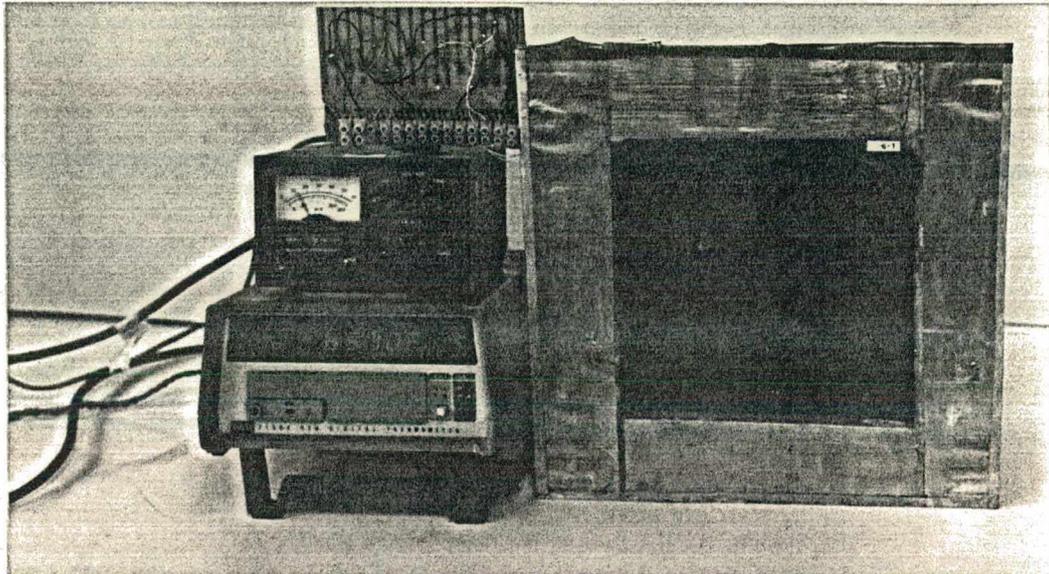
Levantou-se a hipótese de estar ocorrendo uma ponte térmica no transdutor superior, concentrando as linhas de fluxo para a região central (Fig.3.7), visto que as espiras de cobre são excelentes condutoras térmicas em relação às regiões laterais do transdutor, onde existia apenas resina acrílica.



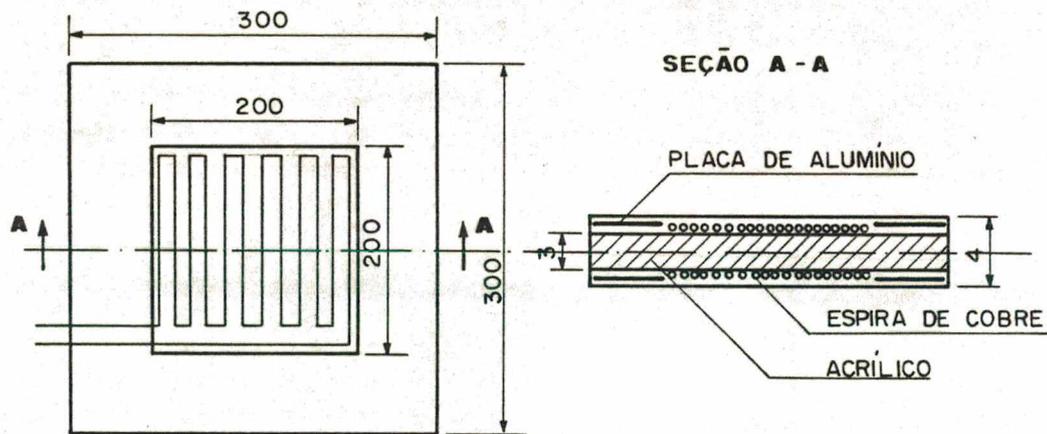
Fig.3.7 - Hipótese dos desvios das linhas de fluxo.

Visando eliminar esse possível problema, construiu-se nova versão desses transdutores, onde intercalou-se placas de alumínio (espessura 0,05 mm) nas regiões laterais dos transdutores (Fig.3.8).

Depois de calibrados, conforme será descrito na seção 3.4, fez-se novas medidas em regime permanente. O fluxo superior ainda continuava maior. Tentou-se ainda inverter a posição da amostra, imaginando ser a mesma não homogênea, mas não houve modificações.



a)



b)

Fig.3.8 - Fotografia do transdutor tipo espira (a) e vista seccionada (b).

Apesar da amostra estar isolada lateralmente, imaginou-se também, ser possível a existência de convecção natural na superfície lateral da amostra, causando um aquecimento da região lateral superior da mesma. Esse aquecimento seria registrado pelo transdutor superior, acusando,

assim, um fluxo maior que o transdutor inferior. Descartou-se essa hipótese, quando inverteu-se todo o experimento, e o problema continuou.

Levantou-se, então, nova dúvida: qual seria a influência da pequena dissipação de energia nas espiras dos transdutores, resultante da potência fornecida pela Ponte de Wheatstone?

A Ponte de Wheatstone, conforme mostrada na Fig.3.1, é formada por dois resistores de precisão com resistência de 1000 Ω , juntamente com as espiras de cada transdutor, (com resistência de 800 Ω , aproximadamente) e alimentada por uma fonte de corrente contínua de 3 V. A potência dissipada em cada espira fica em torno de 0,06 W/m². Simulou-se, então, essa dissipação no programa computacional, que será descrito no próximo capítulo. A influência dessa geração de calor nas espiras ficou inferior à 0,1% do fluxo medido.

Mais uma possível causa da discrepância entre os fluxos foi analisada: a influência da dilatação da placa de acrílico. De fato, durante a experimentação os transdutores encontram-se em temperaturas médias distintas da temperatura de calibração. Um acréscimo da espessura do transdutor em relação às condições na calibração, resultará num acréscimo de mesma proporção no fluxo medido. E, no regime de gradiente estacionário, o transdutor inferior está sujeito à um campo de temperaturas mais elevado que o transdutor superior. Calculou-se, então, o acréscimo percentual da placa de acrílico (% ΔL) resultante de um aquecimento de 10 K. (coeficiente de dilatação linear do acrílico $\approx 0,7 \times 10^{-4} \text{ K}^{-1}$, segundo Perry [41]). Ou seja, a variação ocasionada no fluxo de calor é desprezível.

$$\% \Delta L = 0,7 \times 10^{-4} \times 10 = 7 \times 10^{-4} \%$$

Ainda nessa linha, resolveu-se investigar o efeito da não linearidade da resistividade elétrica do cobre (ρ) (utilizado nas espiras) em relação à temperatura. A Fig.3.9 mostra a relação das duas grandezas.

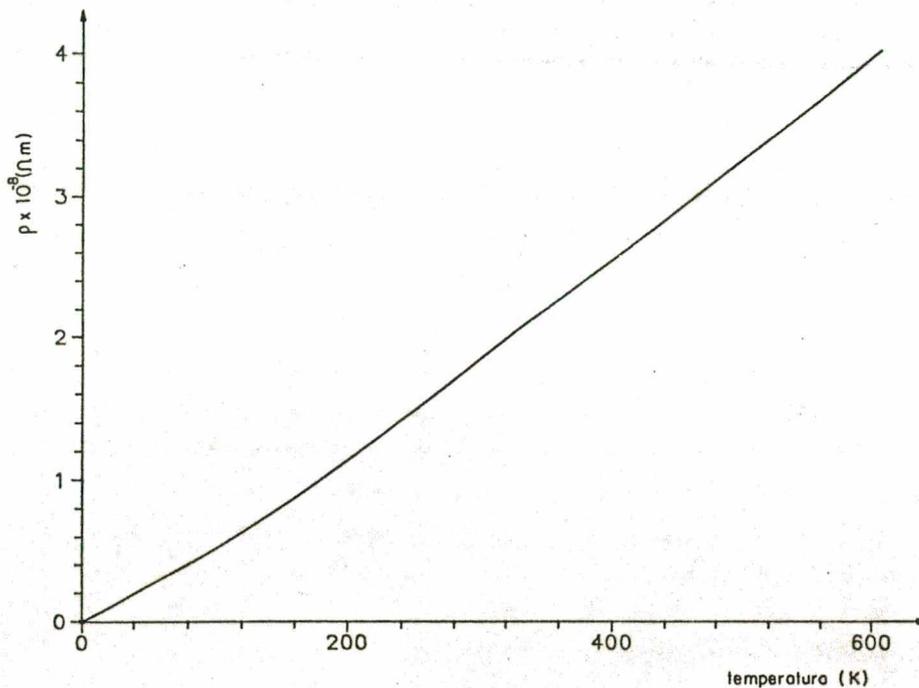


Fig.3.9 - Variação da resistividade elétrica do cobre.

Como em uma experimentação o transdutor inferior está submetido à uma temperatura média mais alta, ocorreria uma maior variação de sua resistividade, indicando, dessa forma, um fluxo maior que o real, contrariando as expectativas. Uma análise mais detalhada da curva mostra a insignificância dessa variação na faixa normal de uso do transdutor (de 20 à 50 °C).

Mas enfim, após levantadas todas essas hipóteses e algumas pequenas modificações no dispositivo, o fluxo de calor medido pelo transdutor superior ainda continuou maior que àquele medido pelo transdutor inferior (em torno de 2%).

Mesmo assim, realizou-se uma série de medições do calor específico de uma amostra de parafina, conforme será mostrado na Seção 3.5. Notou-se, porém, sensível dispersão dos resultados. Dispersão resultante, em parte, de um problema ainda

não solucionado: o fato do fluxo de calor medido pelo transdutor superior atingir valores superiores àquele medido pelo transdutor inferior num regime de gradiente estacionário.

Nesse interim, realizou-se uma análise numérica desse sistema de medição de condutividade e capacidade térmica. Verificou-se, conforme será apresentado no capítulo seguinte, que um transdutor com área de medição idêntica a placa aquecedora central — como foi utilizado até então — sofre forte influência do anel aquecedor de proteção, estando, além disso, mais suscetível à influência das fugas de calor nas superfícies laterais da amostra.

De fato, a análise numérica indicou a necessidade da construção de novos transdutores com menor área de medição. Mas devido à relativa complexidade de construção do transdutor tipo espira, aliado à instabilidade da Ponte de Wheatstone, problemas de mau contato térmico e outros já citados, optou-se pela construção de um novo tipo de transdutor (tipo termopilha), baseado em um modelo proposto por Heard [8], com uma menor área de medição ($100 \times 100 \text{ mm}^2$).

Esse modelo será apresentado na seção seguinte.

3.3.3 - TRANSDUTOR DE FLUXO DE CALOR DO TIPO TERMOPILHA

Esse modelo utiliza uma termopilha para medir a diferença de temperatura através do corpo do transdutor. A termopilha é formada, enrolando-se um fio de constantan ($\varnothing = 0,122 \text{ mm}$) em uma placa plana de acrílico com uma área de $100 \times 100 \text{ mm}^2$ e 2,5 mm de espessura. Aplica-se resina acrílica sobre parte das espiras para evitar que a solução utilizada na eletrodeposição — que será executada à posteriori — se eleve por efeito de capilaridade (Fig.3.10).

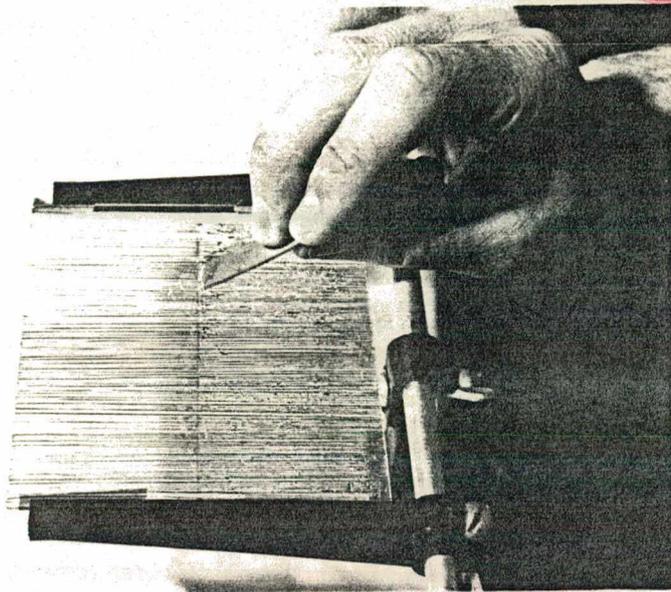


Fig.3.10 - Fotografia da confecção da termopilha.

Faz-se, em seguida, uma deposição eletroquímica de cobre sobre parte do fio de constantan, de modo a obter uma termopilha do tipo mostrado na Fig.3.11.

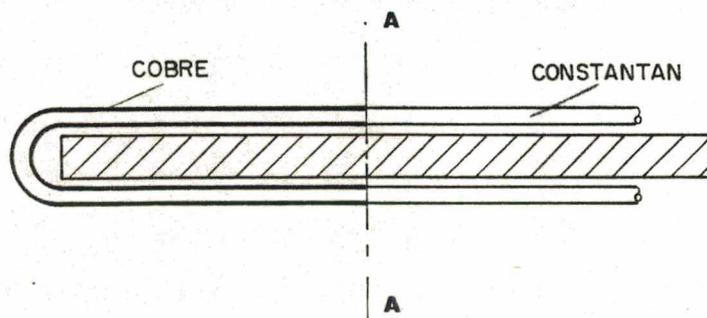


Fig.3.11 - Princípio da termopilha empregada no transdutor de fluxo de calor.

Segundo Holman [37], a geração da f.e.m., denominada efeito Seebeck, ocorre no último ponto de contato entre os dois

metais, ou seja: na linha A — A.

A deposição eletroquímica é feita mergulhando-se parcialmente a placa em uma solução diluída de ácido sulfúrico (1 litro, concentração 50:1) em 80 g de sulfato de cobre. Para superar o potencial de ionização do cobre (0,35 V), aplicou-se uma tensão de 0,36 V (DC) entre a espira de constantan (ânodo) e uma placa de cobre (cátodo).

Consegue-se uma melhor homogeneidade na deposição aplicando-se a tensão em cada espira. Isso é feito por meio de uma pequena placa condutora elétrica fixada na parte superior do transdutor (Fig.3.12).

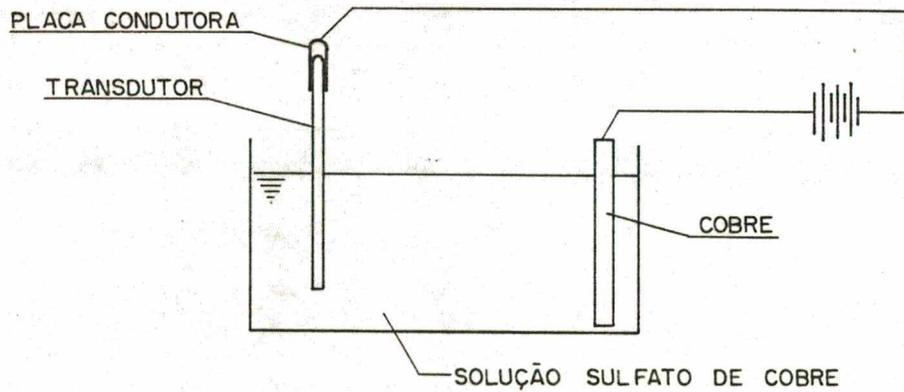


Fig.3.12-a) Esquema da deposição eletroquímica.

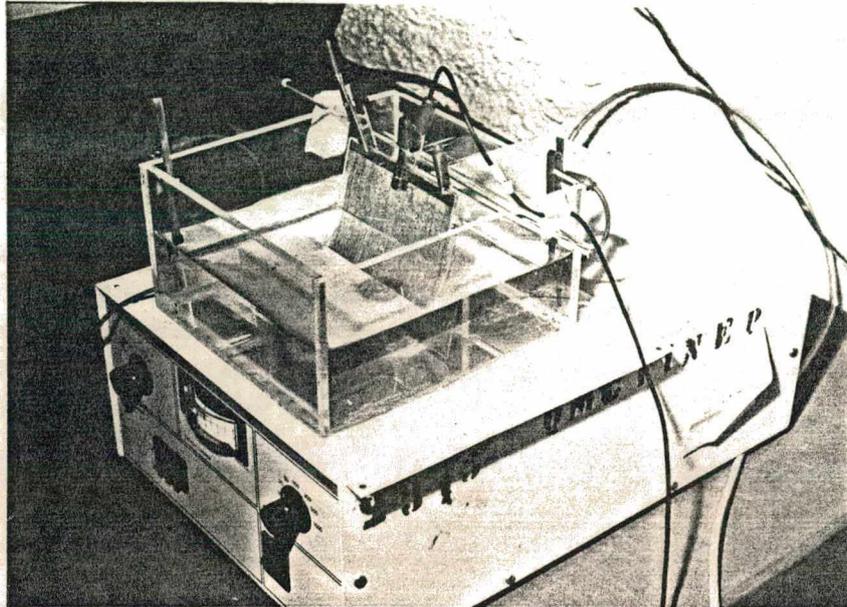


Fig.3.12-b) Fotografia do dispositivo de deposição eletroquímica.

Para efetuar a calibração (em um dispositivo de placa quente) o transdutor é embutido em uma placa de acrílico com dimensões idênticas à placa quente. Aplica-se resina ortoóptica, prensando-o entre dois vidros planos. A Fig.3.13 mostra o transdutor pronto para a calibração.

Sendo os fios de conexão do transdutor normalmente de alumínio, pode haver uma geração residual de força eletromotriz na junção com os fios de constantan da termopilha. Para minimizar tal problema, fez-se essas ligações em regiões próximas uma da outra, como pode-se observar na Fig.3.13. Dessa forma, as junções estarão em temperaturas semelhantes, eliminando qualquer geração indesejável.

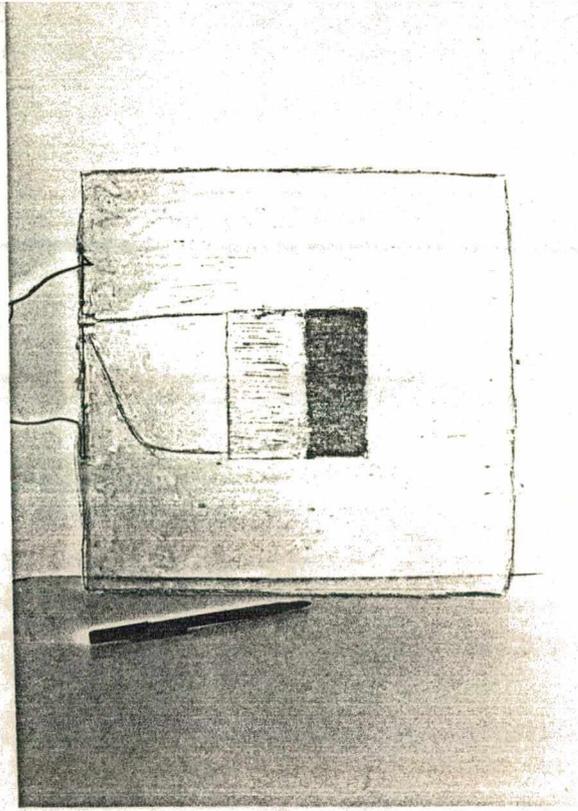


Fig.3.13 - Fotografia do transdutor tipo termopilha pronto para a calibração.

Cabe ressaltar que nesse tipo de transdutor a medição da diferença de temperatura ocorre somente sobre uma linha (linha A — A, Fig.3.11), enquanto que no transdutor descrito anteriormente, a medição ocorre sobre toda a área da espira.

3.4 - CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES DE FLUXO DE CALOR

Os dois tipos de transdutores anteriormente descritos foram calibrados da mesma forma: utilizando um dispositivo de placa quente compensada. Optou-se por um tipo de calibração direta, descrita por Guimarães [9]. Em duas etapas, calibra-se simultaneamente dois transdutores, sem fazer uso de hipóteses que possam comprometer ou acarretar erros adicionais àqueles inerentes a esse processo.

O fluxo de calor através de um transdutor é

proporcional à diferença de potencial gerado por ele, acrescida de uma constante de resíduo (conforme descrito na seção 3.3). Portanto, pode-se escrever para os dois transdutores:

$$q_1 = A_1 U_1 + A_2 \quad (3.3)$$

$$q_2 = B_1 U_2 + B_2 \quad (3.4)$$

onde q_1 e q_2 representam os fluxos de calor que através dos dois transdutores (W/m^2), U_1 e U_2 potencial de saída dos transdutores (μV), A_1 e B_1 as constantes de proporcionalidade ($W/m^2/\mu V$), A_2 e B_2 as constantes de resíduo (W/m^2).

Na primeira etapa os transdutores são colocados um sobre o outro na parte superior da placa quente, conforme mostra a Fig.3.14.

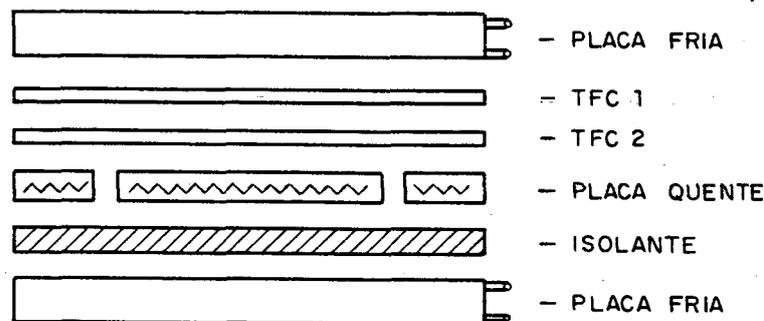


Fig.3.14 - Disposição dos transdutores na primeira etapa de calibração.

Em regime permanente, o mesmo fluxo de calor atravessa

Em regime permanente, o mesmo fluxo de calor atravessa ambos os transdutores. Têm-se, então:

$$q_1 = q_2 \quad (3.5)$$

Substituindo as Eq.3.3 e 3.4 na Eq.3.5 têm-se:

$$A_1 U_1 + A_2 = B_1 U_2 + B_2 \quad (3.6)$$

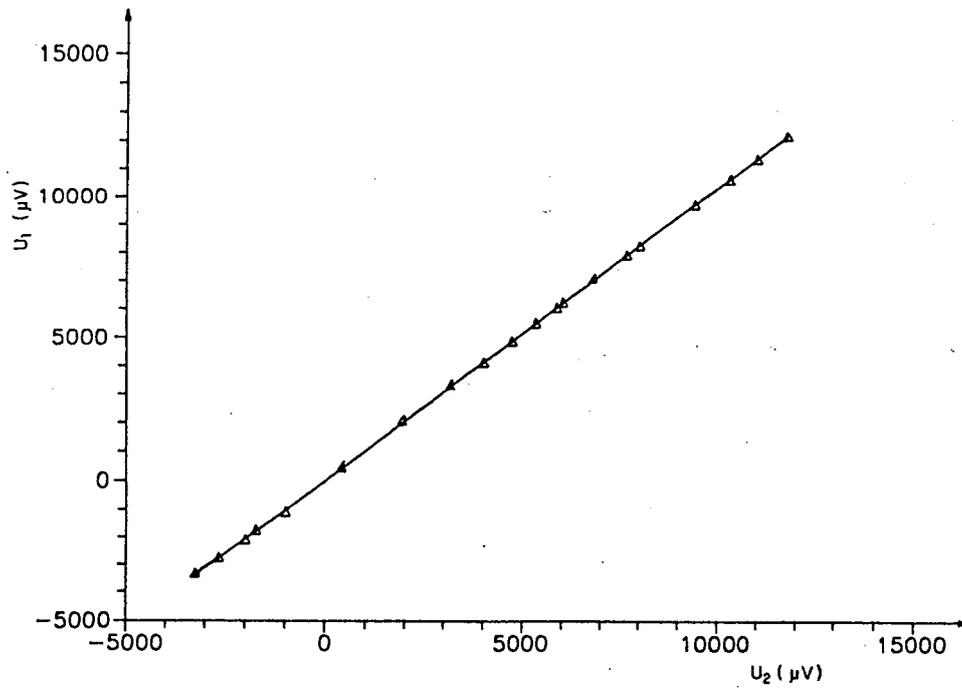
reagrupando,

$$U_1 = \frac{B_1}{A_1} U_2 + \frac{(B_2 - A_2)}{A_1} \quad (3.7)$$

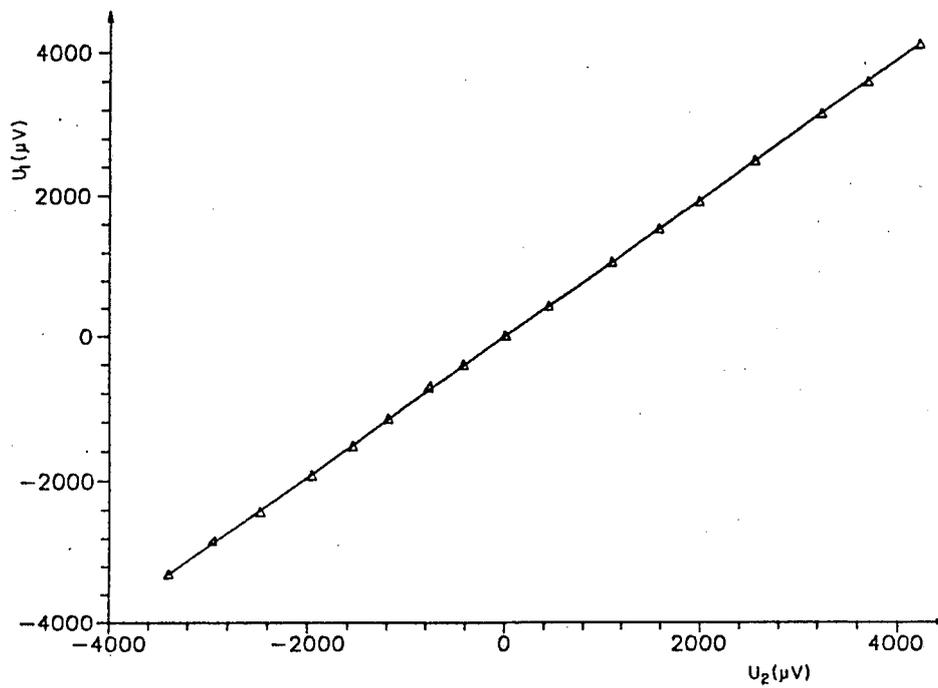
Nota-se que o sinal de saída do transdutor 1 pode ser relacionado com o sinal de saída do transdutor 2 por meio das constantes B_1/A_1 e $\frac{(B_2 - A_2)}{A_1}$ de uma forma linear.

Gera-se um fluxo de calor constante na placa quente até a obtenção de um regime permanente. Atinge-se esse estado quando após várias leituras, todos os valores de temperaturas, corrente e tensão mantêm-se constantes. A temperatura da placa geradora central deve ser idêntica à do anel de proteção, evitando assim fluxo de calor no sentido radial. Registra-se, então, os sinais dos transdutores, bem como a tensão, corrente e temperatura dos termopares.

Gera-se um novo valor de fluxo de calor na placa quente, repetindo-se o procedimento anterior. Com os diversos pares $[U_1, U_2]$ obtidos em cada regime permanente, obtêm-se as curvas para os pares de transdutores do tipo espira e termopilha mostrados na Fig.3.15.



a)



b)

Fig.3.15 - Primeira etapa de calibração dos transdutores tipo espira (a) e termopilha (b).

Utilizando um método de regressão linear obtêm-se para cada curva os coeficientes linear e angular. Sendo que, da Eq.3.7, o coeficiente angular é igual a B_1/A_1 e o coeficiente linear igual a $\frac{B_2 - A_2}{A_1}$, obtendo-se para cada par de transdutor os valores indicados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Constantes de calibração encontradas na primeira etapa de calibração dos transdutores.

	TRANSDUTOR TIPO ESPIRA	TRANSDUTOR TIPO TERMOPIILHA
$\frac{B_1}{A_1}$	0,9733	1,029
$\frac{B_2 - A_2}{A_1}$	- 12,72	4,289

Na segunda etapa os transdutores são dispostos simetricamente, como mostra a Fig.3.16.

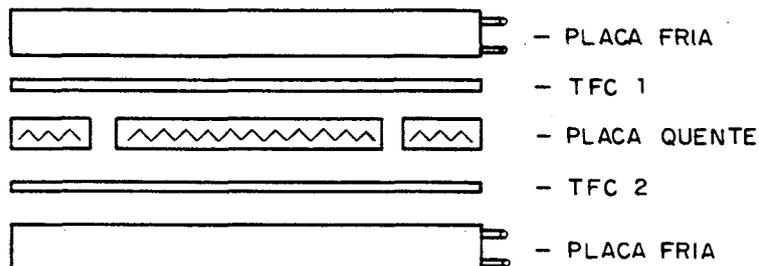


Fig.3.16 - Disposição dos transdutores na segunda etapa de calibração.

Em regime permanente, o fluxo de calor gerado pela placa quente (q_{placa}), é idêntico à soma dos fluxos que atravessam os dois transdutores. Ou seja:

$$q_{placa} = q_1 + q_2 \quad (3.8)$$

Substituindo as Eqs. 3.3 e 3.4 na Eq. 3.8 e reagrupando, têm-se:

$$q_{placa} = A_1 \left[U_1 + \frac{B_1}{A_1} U_2 \right] + (A_2 + B_2) \quad (3.9)$$

Novamente gera-se um fluxo de calor constante na placa quente (q_{placa}), aguarda-se atingir o regime permanente e faz-se a leitura dos sinais U_1 e U_2 gerados pelos transdutores. Através da constante B_1/A_1 , determinada pela curva anterior, obtém-se o valor:

$$U_1 + \frac{B_1}{A_1} U_2$$

Repetindo esse processo para diferentes gerações de calor (q_{placa}), obtém-se outra série de pares do tipo ($q_{placa}, U_1 + B_1/A_1 U_2$) conforme estão mostrados na Fig. 3.17 para os dois tipos de transdutores.

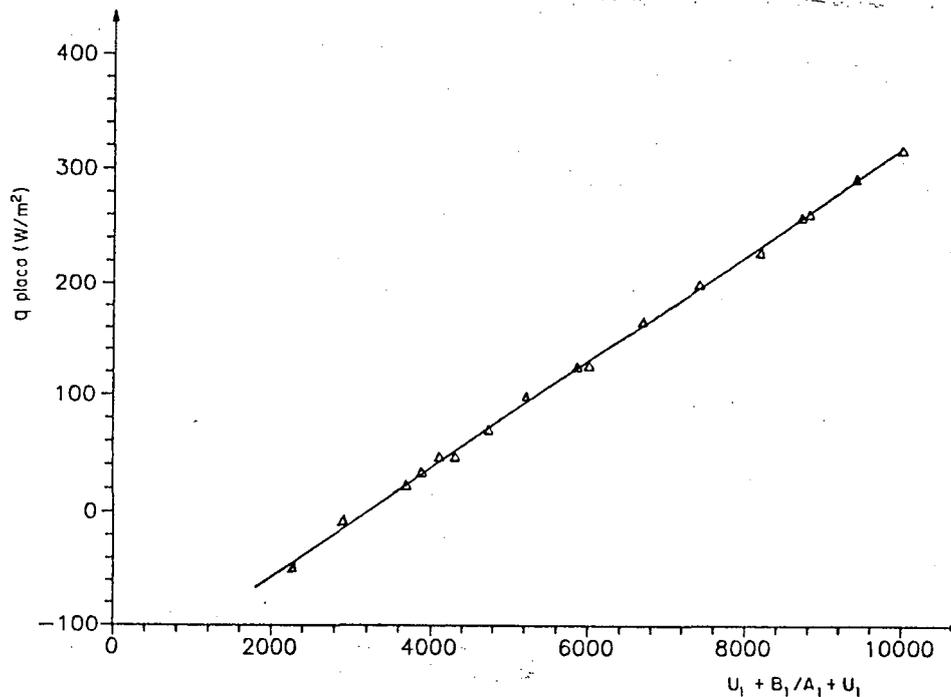


Fig. 3.17-a) - Segunda etapa de calibração dos transdutores tipo espira

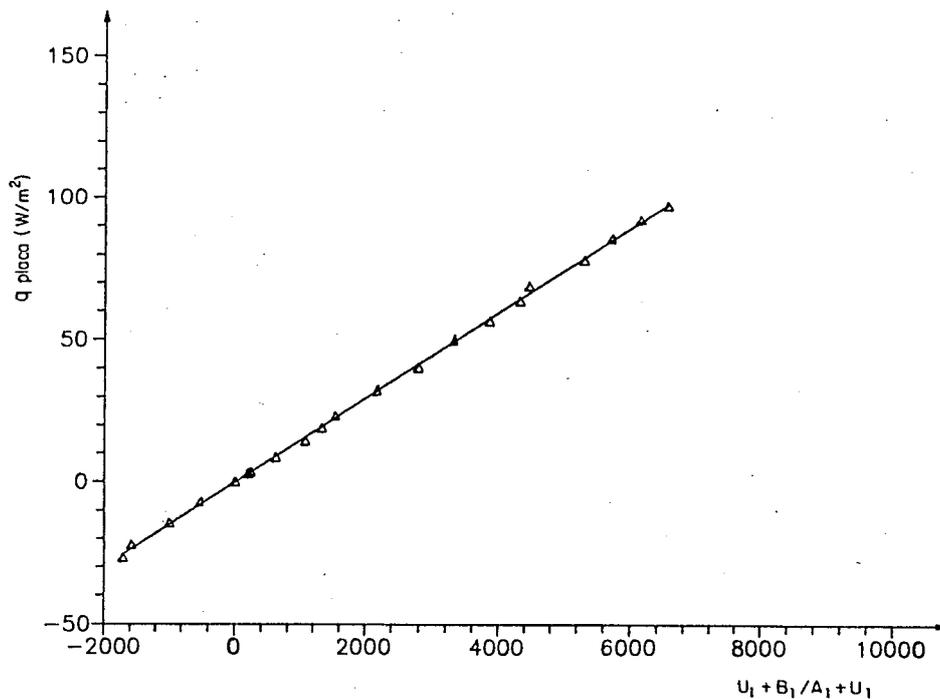


Fig.3.17-b) - Segunda etapa de calibração dos transdutores tipo termopilha.

Novamente aplicando um método de regressão linear obtêm-se os coeficientes angular $[A_1]$ e linear $[A_2 + B_2]$. A Tabela 3.3 mostra os valores encontrados para cada par de transdutores.

Tabela 3.3 - Constantes de calibração encontradas na segunda etapa de calibração dos transdutores.

	TRANSDUTOR TIPO ESPIRA	TRANSDUTOR TIPO TERMOPILHA
A_1	$15,72 \times 10^{-3}$	$14,92 \times 10^{-3}$
$A_2 + B_2$	- 148,4	- 0,074

Têm-se então, para cada tipo de transdutor um sistema

de 4 equações e 4 incógnitas: A_1/B_1 , $\frac{B_2 - A_2}{A_1}$, A_1 , $A_2 + B_2$. A

Tabela 3.4 mostra os valores das constantes obtidas para cada transdutor.

Tabela 3.4 - Constantes de calibração finais dos transdutores tipo espira e tipo termopilha.

	ESPIRA	TERMOPILHA
A_1	$15,72 \times 10^{-3}$	$14,92 \times 10^{-3}$
A_2	- 74,1	- 0,069
B_1	$15,30 \times 10^{-3}$	$15,35 \times 10^{-3}$
B_2	- 74,3	- 0,005

Resta determinar as incertezas de medições dos transdutores. Sabe-se que a incerteza de medição de um equipamento é a associação de um erro sistemático e um erro aleatório. A determinação do erro sistemático só pode ser feita com a comparação da média das medidas com um valor padrão.

No presente caso, cada transdutor deveria ser submetido à um fluxo padrão conhecido. Outra possibilidade seria utilizar-se o transdutor em associação com uma amostra padrão com condutividade térmica conhecida, e, com sensores de temperaturas superficiais com incertezas de medição conhecidas, conforme descrito na Norma Técnica ASTM C518[10].

Diante da impossibilidade de se utilizar tais procedimentos, para o presente caso, apenas o erro aleatório foi determinado. Para tanto, analisou-se os valores obtidos na segunda etapa do processo de calibração, quando o fluxo de calor dissipado na placa quente é idêntico à soma dos fluxos registrados no par de transdutores.

Utilizando as curvas de calibrações já obtidas, determinou-se a soma dos fluxos de calor registrado pelo par de transdutores ($q_1 + q_2$). Esses valores são comparados com o respectivo fluxo de calor dissipado na placa quente (q_{placa}). Na Fig.3.18 são mostrada as diferenças (Δq) entre os fluxos de calor dissipados na placa quente e registrados pelos transdutores $\left[\Delta q = q_{placa} - (q_1 + q_2) \right]$, para os dois tipos de transdutores.

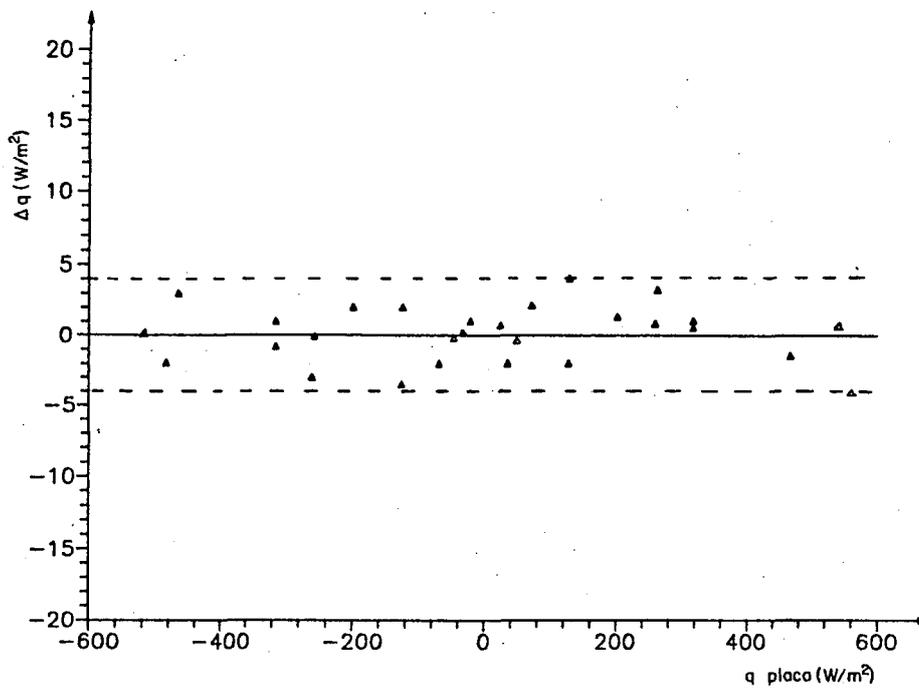


Fig.3.18-a) - Dispersão dos pontos de calibração dos transdutores tipo espira.

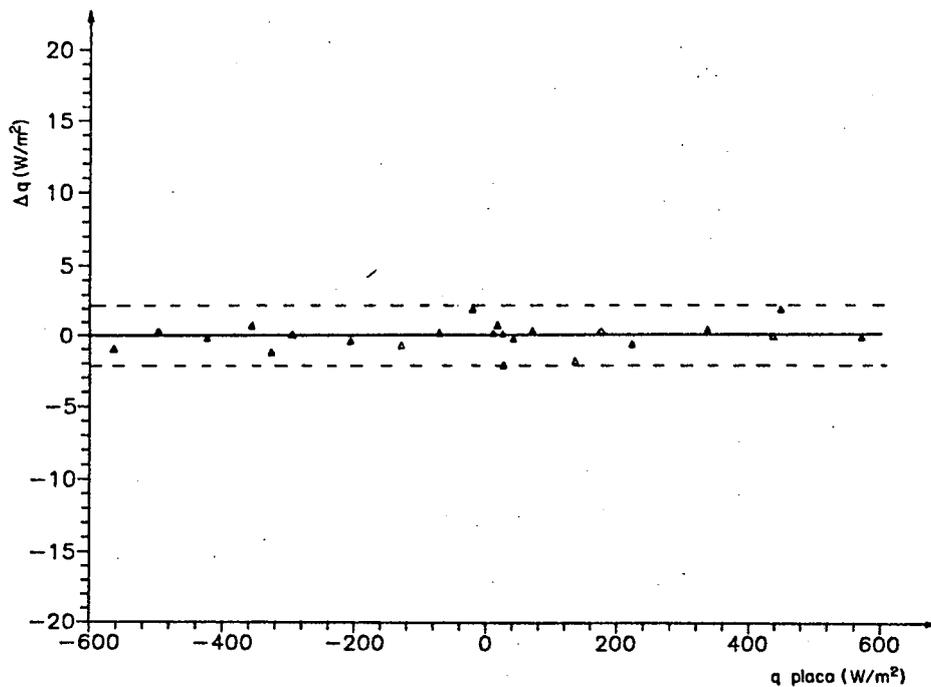


Fig.3.18-b) - Dispersão dos pontos de calibração dos transdutores tipo termopilha.

Utilizando, então, um método estatístico, determinou-se a dispersão desses pontos para uma confiabilidade de 95% (Tabela 3.5).

Tabela 3.5 - Dispersão da curva de calibração dos transdutores tipo espira e tipo termopilha.

TIPO DE TRANSDUTOR	DISPERSÃO (W/m^2)
ESPIRA	4
TERMOPILOHA	2

A Tabela 3.6 mostra as curvas de calibrações obtidas para os transdutores do tipo espira relacionando o fluxo de calor "q" (em W/m.²) com o sinal de saída U (em μV).

Tabela 3.6 - Curva de calibração para os transdutores tipo espira.

NÚMERO DO TRANSDUTOR	CURVA DE CALOBRAÇÃO PARA TRANSDUTORES TIPO ESPIRA
1	$q_1 = 15,72 \times 10^3 \times U_1 - 74 \pm 4 \text{ W/m}^2$
2	$q_2 = 15,30 \times 10^3 \times U_2 - 74 \pm 4 \text{ W/m}^2$

Voltando ao problema discutido na seção anterior — onde o fluxo de calor medido pelo transdutor superior atingia valores superiores àquele medido pelo transdutor inferior — nota-se que a diferença, em torno de 3%, está dentro da faixa de incerteza desse tipo de transdutor.

Quanto aos transdutores do tipo termopilha, Heard [8] recomenda um ajuste da curva de calibração em relação à temperatura média de trabalho do transdutor. De fato, conforme visto na Fig.3.19 e também detalhado por Holman [37], Ramos [40], entre outros, a dependência da força eletromotriz (fem) de um termopar do tipo T com a temperatura, não é linear.

Supondo um transdutor calibrado à uma dada temperatura média T₁. Estabelecendo-se uma diferença de temperaturas ΔT em suas superfícies, o transdutor indicará um sinal de saída Δe₁. Este mesmo transdutor, sujeito à uma mesma diferença de temperaturas ΔT — o que equivale dizer à um mesmo fluxo de calor — em uma outra temperatura média T₁, indicará um sinal de saída Δe₂, maior que Δe₁.

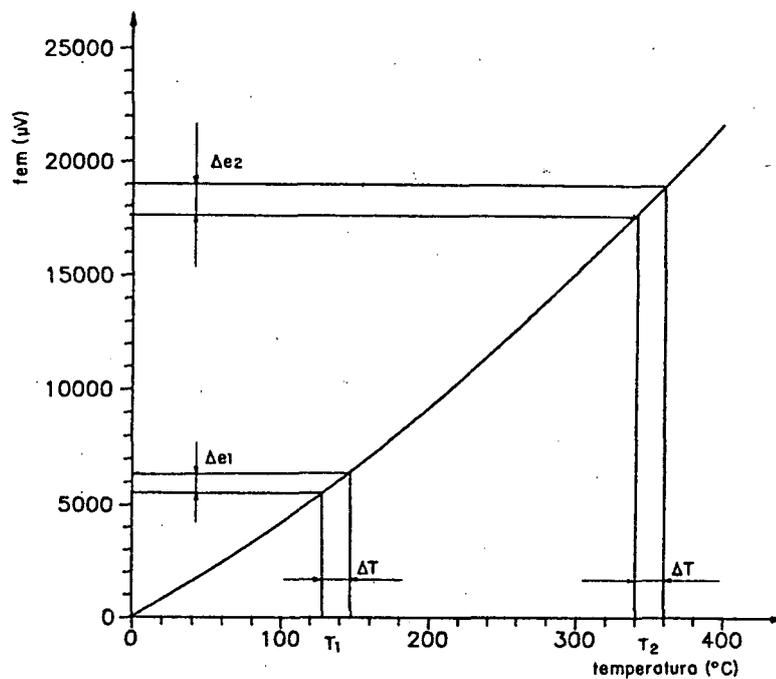


Fig.3.19 - Força eletromotriz (fem) de um termopar tipo T.

Deve-se, então, compensar essa diferença. Para tanto, introduz-se na curva de calibração um fator para corrigir o fluxo de calor indicado pelo transdutor, quando utilizado em uma temperatura média diferente daquela da calibração.

A compensação é feita através da derivada da equação que relaciona a força eletromotriz "fem" (em μV), com a temperatura "T" (em $^{\circ}C$). A Eq. 3.10 mostra essa relação para um termopar tipo T :

$$fem = 38.T + 0,0399.T^2 \quad (3.10)$$

e

$$\frac{\partial fem}{\partial T} = 38 + 0,0798.T \quad (3.11)$$

No presente caso, a calibração dos transdutores tipo termopilha foi executada à uma temperatura média de 21°C. Então, pela Eq.3.11 o fator de compensação do fluxo de calor (Fc) é dado por:

$$F_c = 39,67 / (38 + 0,0798.T)$$

onde T representa a temperatura de trabalho (em °C).

A Tabela 3.7 mostra as curvas de calibrações para os transdutores tipo termopilha, relacionando o fluxo de calor "q" (em W/m²) com o sinal de saída U (em μV) e o fator de compensação "Fc".

Tabela 3.7 - Curva de calibração para os transdutores tipo termopilha.

NÚMERO DO TRANSDUTOR	CURVA DE CALIBRAÇÃO PARA TRANSDUTORES TIPO TERMOPILHA
1	$q_1 = (14,92 \times 10^{-3} \times U_1 - 0,0695) \times F_c \pm 2 \text{ W/m}^2$
2	$q_2 = (15,35 \times 10^{-3} \times U_2 - 0,005) \times F_c \pm 2 \text{ W/m}^2$

Para esse tipo de transdutor não ocorreu o fenômeno do fluxo de calor medido pelo transdutor superior atingir valores superiores àquele medido pelo transdutor inferior, num experimento em regime permanente.

3.5 - DISPOSITIVO EXPERIMENTAL

O dispositivo de medição da capacidade e condutividade térmica, objeto principal dessa dissertação, é montado, basicamente, sobre um sistema de placa quente protegida. A amostra, com dimensões idênticas às da placa quente, é colocada entre os dois transdutores de fluxo de calor, conforme mostra a Fig.3.20.

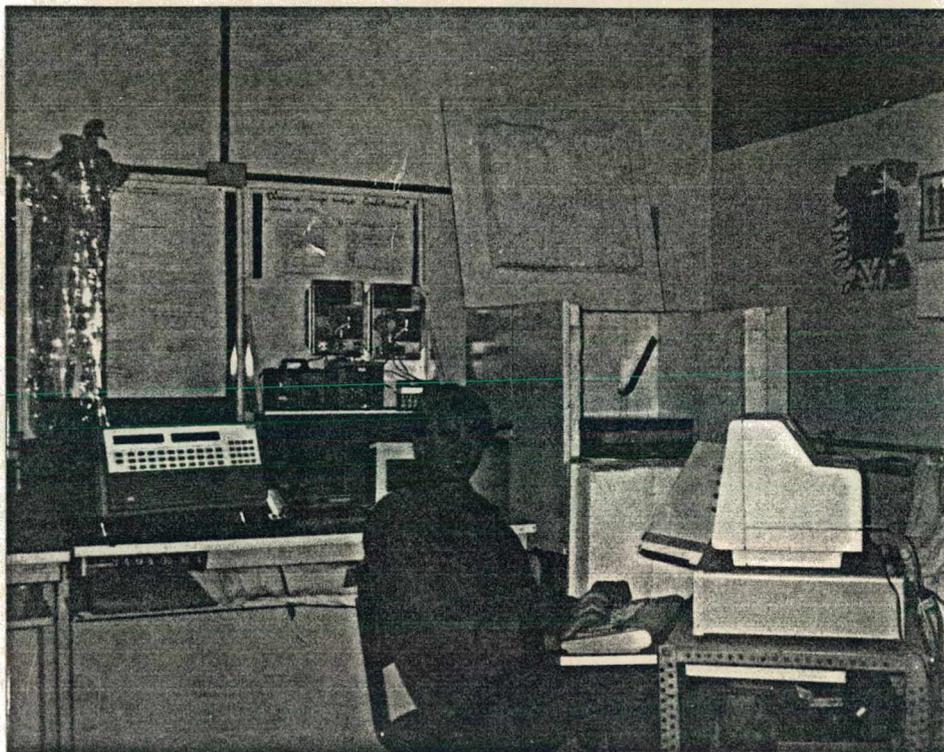


Fig.3.20-a) Fotografia do dispositivo experimental.

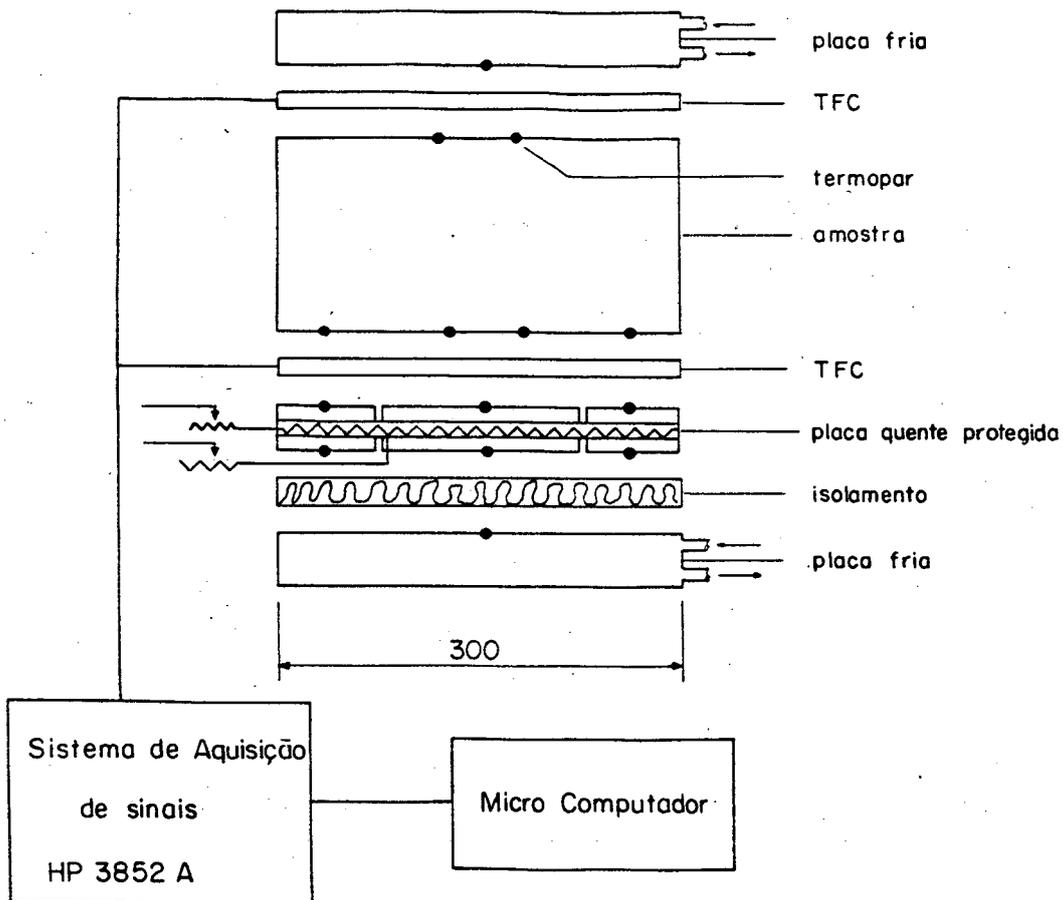


Fig.3.20-b) Esquema do dispositivo experimental.

Nessa série de experimentos, optou-se por uma amostra de parafina industrial. O motivo foi, além da possibilidade de comparação com propriedades tabeladas, a facilidade de obtenção de uma amostra plana. Vantagens adicionais são a ausência de migração de umidade e a facilidade de colocação de termopares.

Vazou-se a parafina fundida em uma caixa com as mesmas dimensões da placa quente. Depois de solidificada, o bloco foi usinado, obtendo-se superfícies de boa planicidade com dimensões de 300 x 300 e espessura de 60 mm.

Monitorou-se as temperaturas da amostra com 8 termopares tipo K. A disposição, forma de ligação e curvas de calibração de todos os termopares desse dispositivo estão mostrados no Anexo I.

Ainda na Fig.3.20 nota-se uma placa isolante (PVC) entre a placa quente e a placa fria. A finalidade é evitar um curto circuito térmico entre as placas quente e fria. Para evitar influência do meio ambiente, todo o sistema é isolado termicamente conforme descrito no Anexo II.

Como se trata de um método transiente, os fluxos instantâneos de calor e as temperaturas devem ser monitorados continuamente durante cada ensaio. Utilizou-se, então, um sistema de aquisição de sinais Hewlett Packard, modelo 3852A resolução de 0,01 μV , acoplado a um Micro Computador tipo PC, 10 MHz. O programa computacional para aquisição de dados foi desenvolvido por Schneider [30].

Para iniciar a experimentação, todo o sistema deve estar em equilíbrio térmico com a água de refrigeração. O intervalo de tempo necessário para a obtenção desse estado de equilíbrio é dependente da difusividade, espessura e temperatura inicial da amostra. Nos experimentos realizados, o equilíbrio térmico era alcançado após quatro horas de intervalo, *i.e.*, não se notava variação alguma nos fluxos de calor e temperaturas do sistema, após esse intervalo de tempo.

A experimentação, propriamente dita, inicia com a dissipação de uma potência elétrica constante na placa aquecedora central. A potência dissipada no anel de proteção é ajustada de modo a manter a sua temperatura média idêntica à temperatura da placa aquecedora central. Fêz-se esse controle manualmente. Registrou-se os fluxos de calor indicados pelos dois transdutores e todas as temperaturas à cada três minutos de intervalo, aproximadamente.

Como critério de encerramento da experimentação, admitiu-se, inicialmente, que o estado estacionário era atingido quando os fluxos de calor registrados pelos dois transdutores alcançassem valores idênticos.

Esse critério foi abandonado, em função dos fluxos de

calor muitas vezes não se igualarem, devido à problemas de fugas laterais ou desbalanceamento da temperatura do anel de proteção em relação à temperatura da placa aquecedora. Outra causa do abandono desse critério de encerramento, foi o fato do fluxo de calor medido pelo transdutor superior ultrapassar àquele medido pelo transdutor inferior antes mesmo do experimento atingir o estado de regime permanente: fenômeno ocorrido em associação ao uso de transdutores do tipo espira, conforme descrito anteriormente.

Como no cálculo da capacidade térmica a energia líquida absorvida pela amostra é calculada através da diferença dos fluxos ($q_a = q_{inf} - q_{sup}$), optou-se por definir como critério de encerramento da experimentação justamente essa diferença de fluxos. Então, como novo critério, quando entre duas medições sucessivas realizadas dentro de um intervalo de três minutos, a variação de q_a alcança-se valores inferiores a $0,1 \text{ W/m}^2$, estaria atingido o final da experimentação.

De fato, não é fácil definir o equilíbrio térmico em qualquer experimentação. Isso pode ser denotado pelos diferentes critérios adotados pelas Normas Técnicas existentes para um tipo qualquer de ensaio (vide compilação de Normas Técnicas por Philippi *et al.* [28]. De Ponte [1] reafirma tais preocupações.

No capítulo seguinte ainda será feito uma série de ponderações sobre o critério de encerramento do ensaio. A Fig.3.21 mostra uma curva característica dos fluxos de calor medidos pelos transdutores.

A área entre as duas curvas é exatamente a energia líquida ($Q_{liq 1-2}$) absorvida pela amostra e pelos transdutores para passar de um estado de equilíbrio térmico (estado 1) a um estado de gradiente estacionário (estado 2), *i.e.*, a energia medida está associada ao conjunto amostra e transdutores. De fato, a energia líquida medida está associada à capacidade térmica da amostra e a capacidade térmica média do par de transdutores. Esse fato é demonstrado por Wattiau, e constatado pela análise numérica desse processo já apresentado por Güths *et al.* [38], sendo melhor detalhado no próximo capítulo.

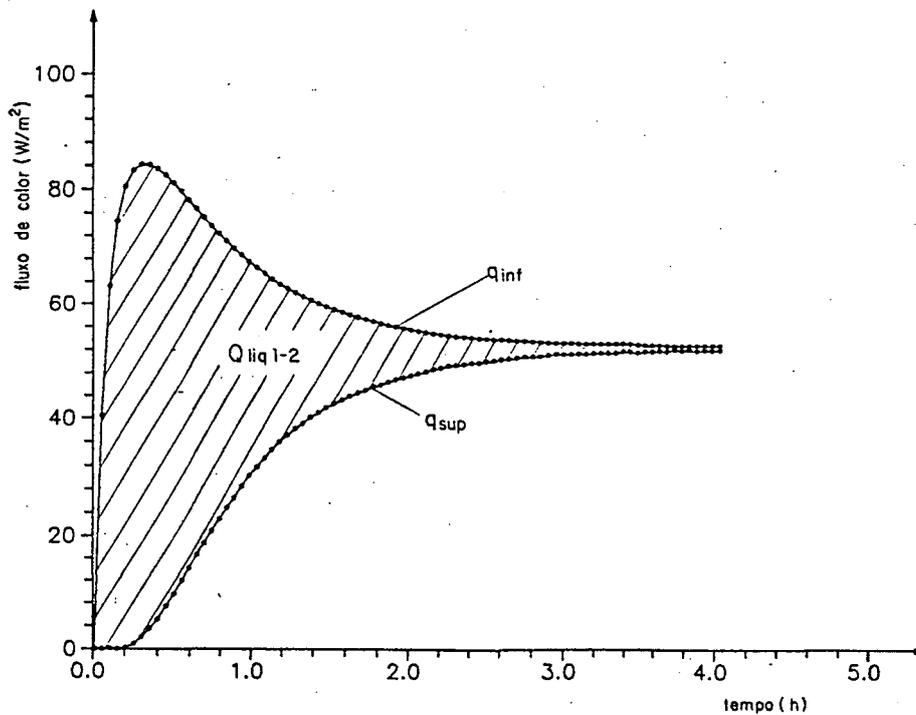


Fig.3.21 - Curva característica dos fluxos de calor medidos pelos transdutores superior (q_{sup}) e inferior (q_{inf})

Nesse sentido, então, mede-se a capacidade térmica global do conjunto amostra/transdutores. Para determinar a capacidade térmica apenas da amostra, deve ser subtraída do valor global a capacidade térmica média dos transdutores. Para tanto, deve-se inicialmente conhecer a capacidade térmica relativa à esses transdutores. Cabe ressaltar que a capacidade térmica dos transdutores não causa erro no processo de medição.

Ná próxima seção será apresentada a forma de medição da capacidade térmica dos transdutores e resultados relativos às medições das capacidades térmicas dos transdutores tipo espira e tipo termopilha.

Ainda na Fig.3.21 nota-se que, curiosamente, o valor do fluxo de calor medido pelo transdutor inferior apresenta um valor máximo nos instantes iniciais do ensaio. Esse fenômeno é devido ao fato da temperatura da placa quente aumentar progressivamente — conforme será mostrado na figura à seguir —

associado à difusão de calor no interior da amostra. Caso a temperatura da placa quente se mantivesse constante desde o início do ensaio, o fluxo de calor medido pelo transdutor superior no instante inicial seria infinitamente grande.

Para o cálculo da capacidade térmica, as temperaturas nas superfícies superior e inferior da amostra devem ser conhecidas, no início e final de cada ensaio. A Fig.3.22 mostra uma evolução típica destas temperaturas durante um ensaio.

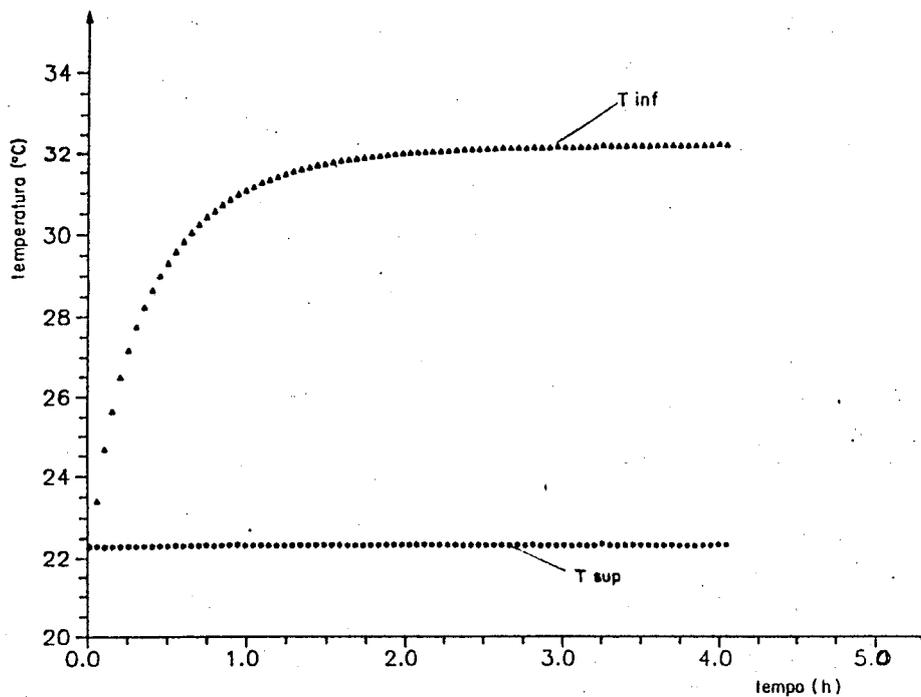


Fig.3.22 - Curva característica das temperaturas nas superfícies superior (T_{sup}) e inferior (T_{inf}) da amostra.

Nas seções seguintes serão apresentadas, além da medição das capacidades térmicas dos transdutores, os resultados relativos à medição da capacidade térmica - e calor específico - da amostra de parafina.

3.6 - RESULTADOS PARA OS TRANSDUTORES

Mediu-se a capacidade térmica dos transdutores de maneira semelhante ao método descrito no item anterior: realizando-se o ensaio sem a amostra, apenas com os dois transdutores. A Fig.3.23 mostra os fluxos de calor medidos pelo par de transdutores tipo termopilha.

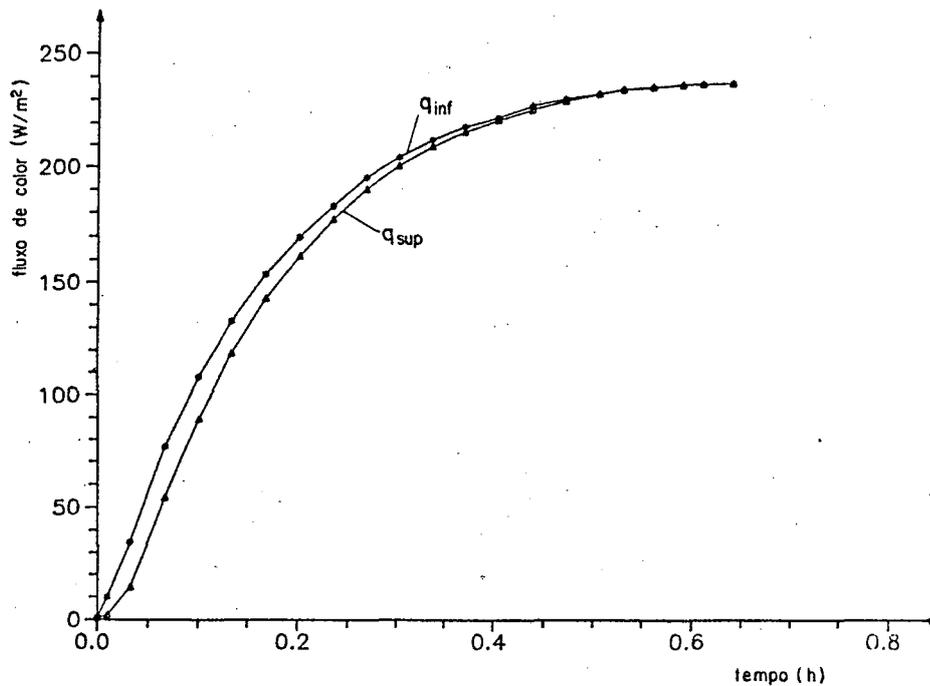


Fig.3.23 - Fluxos de calor medidos pelo transdutor tipo termopilha superior (q_{sup}) e inferior (q_{inf}).

A área entre as duas curvas é exatamente a energia absorvida pelos dois transdutores. Conforme visto na Seção 3.2, Eq.3.1, para o cálculo da capacidade térmica, deve-se conhecer a temperatura inicial, e, a temperatura média final do ensaio. Como não há termopares inseridos nos transdutores, as

temperaturas são, então, monitoradas pelos termopares centrais da placa fria e da placa quente.

As Tabelas 3.8 e 3.9 mostram valores da capacidade térmica para os pares de transdutores tipo espira e tipo termopilha. Como os fluxos de calor são registrados em W/m^2 , todos os valores de capacidade térmica apresentados nesse trabalho são referentes à uma área unitária

Tabela 3.8 - Resultados experimentais - medição da capacidade térmica do par de transdutores tipo espira.

NÚMERO DO EXPERIMENTO	ENERGIA LÍQUIDA ABSORVIDA (J)	DIFERENÇA DE TEMPERATURA (K)	CAPACIDADE TÉRMICA (J/K)
1	36008	3.45	10445
2	37913	3.44	11007
3	38162	3.29	11597
4	38210	3.33	11465
5	38314	3.23	11860
6	38143	3.20	11932
7	39081	3.30	11830

Capacidade térmica média = 11500 ± 1500 J/K

Tabela 3.9 - Resultados experimentais - medição da capacidade térmica do par de transdutores tipo termopilha.

NÚMERO DO EXPERIMENTO	ENERGIA LÍQUIDA ABSORVIDA (J)	DIFERENÇA DE TEMPERATURA (K)	CAPACIDADE TÉRMICA (J/K)
1	15008	5.00	3004
2	14901	5.06	2943
3	15525	5.10	3043
4	15435	5.01	3082
5	15576	5.08	3066
6	14699	4.99	2944
7	12743	4.40	2898
8	9467	3.24	2920

Capacidade térmica média = 3000 ± 200 J/K

Nota-se que a capacidade térmica do transdutor tipo espira supera — em muito — a capacidade térmica do transdutor tipo termopilha. De fato, construiu-se o transdutor tipo espira com uma chapa de acrílico um pouco mais espessa, além das espiras serem construídas com uma grande quantidade de fios de cobre (aproximadamente 300 m, e diâmetro do fio 0,1 mm).

Não se encontrou amostras com capacidades térmicas padronizadas para determinar o erro sistemático dos valores encontrados nesse sistema de medição de capacidade térmica. Então, os valores indicados como incertezas de medições, são na verdade, somente erros aleatórios para um nível de confiabilidade de 95%, considerando um Fator de Student adequado ao número de experimentos executados.

3.7 - RESULTADOS PARA A PARAFINA INDUSTRIAL

As capacidades térmicas totais apresentadas nas tabelas à seguir, correspondem às capacidades térmicas do conjunto amostra/transdutores. Para se determinar a capacidade térmica da amostra, subtrai-se a capacidade térmica relativa aos transdutores apresentada na seção anterior.

Nessa experimentação, utilizou-se amostras de parafina industrial com 60 e 40 mm de espessura. Para obter-se o calor específico, estas foram pesadas em uma balança de precisão, marca Marte, resolução de 0,5 g e os volumes determinados com o auxílio de uma escala marca ARCH e resolução de 0,5 mm. Encontrou-se uma densidade de $850 \pm 5 \text{ Kg/m}^3$.

A condutividade térmica, como já mencionado anteriormente, é obtida no regime de gradiente térmico estacionário, i.e., no final do ensaio.

Em uma primeira etapa, mediu-se o calor específico e a condutividade térmica de uma amostra de parafina com 60 mm de espessura, utilizando o par de transdutores tipo espira. A Tabela 3.10 mostra os resultados obtidos.

Tabela 3.10 - Propriedades térmicas da parafina industrial determinadas experimentalmente utilizando transdutores tipo espira (espessura da amostra = 60 mm).

NUM. DO EXP.	ENERGIA MEDIDA (J)	DIFERENÇA TEMPERATURA MEDIDA (K)	CAPACID. TÉRMICA TOTAL (J/K)	CAPACID. TÉRMICA AMOSTRA (J/K)	CALOR ESPECÍFICO DA AMOSTRA (J/Kg. K)	CONDUTIV. TÉRMICA AMOSTRA (W/m. K)
1	388242	3.4	114188	102741	2014	0,240
2	429705	3.6	119362	107915	2115	0,218
3	419114	3.3	127004	115557	2265	0,217
4	456982	4.58	99777	88330	1732	0,208
5	419359	3.62	115845	104398	2047	0,208
6	413532	3.59	115189	103742	2034	0,225
7	460204	3.66	125738	114291	2241	0,221
8	404809	3.50	115659	104212	2043	0,220
9	508044	4.31	117875	106428	2086	0,225
10	468924	3.93	119319	107872	2115	0,229
11	483901	3.97	121889	110442	2165	0,231
12	439095	3.48	126176	114729	2249	0,215
13	474360	4.40	107809	96362	1889	0,222
14	413203	3.77	109602	98156	1924	0,235
15	433660	3.99	108686	97239	1906	0,232
16	410673	3.66	112205	100758	1975	0,235
17	433276	4.06	106718	95271	1868	0,235
18	414317	3.11	133220	121773	2387	0,222
19	405727	4.03	100676	89229	1749	0,233
20	439416	3.46	126998	115551	2265	0,236
21	436529	3.51	124367	112920	2214	0,230
22	361477	3.64	99306	87859	1722	0,225

Calor específico médio = 2050 ± 400 J/Kg.K

Condutividade térmica média = $0,22 \pm 0,02$ W/m.K

Visando diminuir a duração do ensaio que atingia valores em torno de 6 horas (excluindo o tempo para atingir o equilíbrio térmico inicial), a amostra foi usinada, reduzindo-se a sua espessura para 40 mm. Efetuou-se, então, mais uma série de medições conforme mostra a Tabela 3.11.

Tabela 3.11 - Propriedades térmicas da parafina industrial determinadas experimentalmente utilizando transdutores tipo espira (espessura da amostra = 40 mm).

NUM. DO EXP.	ENERGIA MEDIDA (J)	DIFERENÇA TEMPERATURA MEDIDA (K)	CAPACID. TÉRMICA TOTAL (J/K)	CAPACID. TÉRMICA AMOSTRA (J/K)	CALOR ESPECÍFICO DA AMOSTRA (J/Kg.K)	CONDUTIV. TÉRMICA AMOSTRA (J/m.K)
1	420428	5.42	77569	66122	1944	0,227
2	461062	5.60	82332	70885	2084	0,227
3	444689	5.37	82809	71362	2098	0,230
4	393666	4.98	79049	67602	1988	0,226
5	440696	5.42	81309	69862	2054	0,225
6	413579	5.18	79841	68394	2011	0,222
7	453150	5.52	82092	70645	2077	0,228
8	398959	5.04	79158	67711	1991	0,218
9	415986	5.19	80151	68704	2020	0,219
10	453345	5.48	82727	71280	2096	0,230
11	401787	5.53	72655	61208	1800	0,231
12	437368	5.29	82678	71231	2095	0,227
13	375315	5.13	73160	61713	1815	0,229
14	440608	5.22	84407	72960	2145	0,227
15	394625	5.21	75743	64296	1891	0,224
16	389373	5.49	70924	59477	1749	0,231

Calor específico médio = 2000 ± 250 J/Kg.K

Condutividade térmica média = $0,226 \pm 0,008$ W/m.K

A duração dos ensaios, com a nova espessura da amostra, ficou em torno de 4 horas, (excluindo o tempo para atingir o equilíbrio térmico inicial).

Como se pode observar nas Tabelas 3.10 e 3.11, a dispersão dos valores medidos para o calor específico é considerável: 19% para a amostra de 60 mm e 12% para a amostra de 40 mm de espessura. Nesse interim, o modelo numérico — que será descrito no próximo capítulo — foi concebido para simular os vários fenômenos físicos envolvidos e possibilitar assim um mecanismo de análise que permitisse explicar as razões de tais dispersões.

Essa análise mostrou que medições em amostras de maior espessura estão sujeitas à maiores dispersões em um ensaio onde estão presentes fugas laterais de calor. A análise numérica também permitiu concluir que uma redução na área do transdutor reduzia a influência dos fatores causadores de erro, anteriormente mencionados. Passou-se, então a se utilizar uma segunda geração de transdutores — do tipo termopilha —, com uma menor área de medição, prometendo maior confiabilidade, além de maior simplicidade na construção.

De fato, conforme as medições mostradas na Tabela 3.12, houve uma apreciável queda na dispersão (de 12% para 2,6%).

Tabela 3.12 - Propriedades térmicas da parafina industrial determinadas experimentalmente utilizando transdutores tipo termopilha (espessura da amostra = 40 mm).

NUM. DO EXP.	ENERGIA MEDIDA (J)	DIFERENÇA TEMPERATURA MEDIDA (K)	CAPACID. TÉRMICA TOTAL (J/K)	CAPACID. TÉRMICA AMOSTRA (J/K)	CALOR ESPECÍFICO DA AMOSTRA (J/Kg.K)	CONDUTIV. TÉRMICA AMOSTRA (W/m.K)
1	308832	4.96	62264	59364	2075	0,233
2	320905	5.09	63046	60146	2103	0,232
3	213699	3.42	62485	59585	2083	0,231
4	296695	4.71	62992	60092	2101	0,230
5	396206	6.35	62394	59494	2080	0,227
6	393474	6.19	63566	60666	2121	0,227
7	396572	6.31	62848	59948	2096	0,224
8	453231	7.22	62774	59874	2093	0,227
9	290710	4.72	61591	58691	2052	0,232
10	353677	5.66	62487	59587	2083	0,224
11	306288	4.79	63943	61043	2134	0,233
12	310339	4.89	63464	60564	2117	0,230
13	312997	5.05	61979	59079	2065	0,232
14	318560	5.08	62708	59808	2091	0,231
15	304621	4.89	62294	59394	2076	0,231
16	303961	4.93	61655	58755	2054	0,231
17	299282	4.80	62350	59450	2078	0,232
18	296144	4.81	61568	58668	2051	0,232
19	295871	4.79	61768	58868	2058	0,231

Calor específico médio = 2080 ± 50 J/Kg.K

Condutividade térmica média = 0,230 ± 0,006 W/m.K

A dispersão da condutividade térmica, em cada etapa de medição apresentada foi levemente inferior àquela ocorrida na medição do calor específico. A dispersão ficou em torno de 8% na primeira etapa de medição (amostra de 60 mm), 4% na segunda e 2,5% quando utilizado os transdutores tipo termopilha.

Cabe ressaltar que os valores indicados como incertezas de medições, são, na verdade, somente erros aleatórios para um nível de confiabilidade de 95%. Isso foi devido ao fato da impossibilidade de encontrar, na época, amostras com condutividades e capacidades térmicas padronizadas, ou elementos puros para comparação com valores tabelados.

Quanto à condutividade térmica, realizou-se mais uma série de ensaios pelo método tradicional: o dispositivo de placa quente protegida. Para tanto, fabricou-se mais duas amostras de parafina industrial, de maneira semelhante ao descrito na seção anterior: fundindo-as e posteriormente usinando suas superfícies. Dois termopares — com as extremidades afinadas, conforme descrito no Anexo I — foram dispostos na parte central de cada face das amostras. A potência elétrica dissipada pela placa quente foi novamente medida pela resistência padrão Manganin e microvoltímetro HP.

Entre cada ensaio, conforme mostrado na Tabela 3.13, procurou-se alterar a posição da amostra, e aguardar um tempo de aproximadamente 18 horas, atingindo, seguramente, o regime estacionário.

Tabela 3.13 - Resultados experimentais da condutividade térmica da parafina industrial, utilizando o método da placa quente protegida.

- Dados: - temperatura média da placa fria = 22°C;
 - espessura das amostras = 31,20 ± 0,05 mm;
 - área da placa aquecedora central = 384,1 mm².

NUM. DO ENSAIO	VOLTAGEM (V)	CORRENTE (A)	ΔT amostra N° 1 (K)	ΔT amostra N° 2 (K)	ΔT placa-anel (K)	λ (W/m.K)
1	35,1	0,131	7,20	7,15	0,20	0,255
2	35,1	0,131	7,25	7,22	0,18	0,252
3	35,2	0,129	7,65	7,62	0,02	0,232
4	35,1	0,129	8,10	8,04	-0,26	0,218
5	43,0	0,159	11,87	11,81	-0,20	0,225
6	43,0	0,159	11,10	11,00	0,23	0,243
7	43,1	0,163	11,52	11,32	0,06	0,242
8	42,8	0,164	11,67	11,30	0,06	0,240
9	43,0	0,164	11,75	11,42	0,08	0,240
10	43,0	0,164	11,95	11,62	-0,01	0,235

Procurou-se, nesses ensaios, comprovar a influência da não equalização das temperaturas da placa quente ($\Delta T_{\text{placa-anel}}$), na medição da condutividade térmica. Como pode-se observar, realizou-se os ensaios com diferentes $\Delta T_{\text{placa-anel}}$.

Na Fig.3.24 são mostrados os valores encontrados da condutividade térmica (λ) em função da diferença de temperatura entre a placa aquecedora central e o anel de proteção ($\Delta T_{\text{placa-anel}}$).

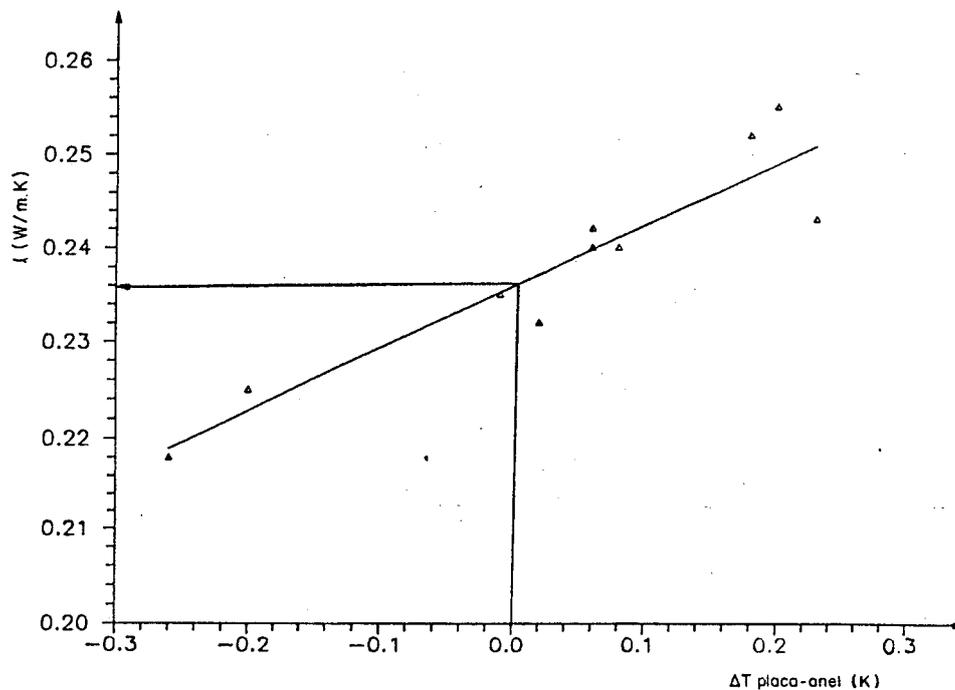


Fig.3.24 - Valores da condutividade térmica da parafina industrial.

De fato, conforme descrito por Troussart [29] e apresentado na Fig.2.2. (Seção 2.2.2), existe uma forte influência do desbalanceamento das temperaturas da placa quente protegida na medição da condutividade térmica.

Uma redução na temperatura do anel de proteção causa uma diminuição da diferença de temperatura entre as superfícies

da amostra, sendo o responsável pelo falso aumento da condutividade térmica medida.

Como já comentado, essa placa quente é muito suscetível à essas fugas de calor, devido a sua forma construtiva, composta por uma espessa camada de mica que une mecanicamente a placa aquecedora central ao anel de proteção.

Como é impossível eliminar por completo essa diferença de temperatura entre placa aquecedora central e anel de proteção, procura-se contornar o problema. Uma solução largamente utilizada é levantar uma curva como aquela mostrada na Fig.3.19, e apresentar a condutividade térmica como sendo aquela referente à uma diferença de temperatura nula entre anel e placa.

Dessa forma, encontrou-se o seguinte valor para a condutividade térmica (λ) da parafina industrial.

$$\lambda = 0.236 \text{ W/m.K}$$

Novamente não é apresentada a incerteza de medição visto as dificuldades de obtenção de amostras padrões. Na Fig.3.24 pode-se notar uma dispersão nos valores da condutividade térmica em relação à reta apresentada. Tal fato pode ser resultante dos vários outros fenômenos envolvidos, como variação da temperatura ambiente, incerteza na medição da potência dissipada, problemas de contato térmico, etc.

Para a parafina pura, Perry e Chilton [41] indicam como sendo 0,251 W/m.K o valor da condutividade térmica. Fernandes [39] determinou a condutividade térmica de uma amostra de parafina através de uma sonda térmica, obtendo um valor de 0.22 W/m.K.

Enfim, os valores obtidos através do método dos transdutores de fluxo de calor estão dentro de uma faixa de incerteza aceitável; inclusive em função da possibilidade das amostras apresentarem diferenças de densidade.

3.8 - DIMINUIÇÃO DO TEMPO DE ENSAIO

3.8.1 - PLACA QUENTE COM TEMPERATURA CONSTANTE

Visando diminuir o tempo de ensaio, acoplou-se na placa quente protegida, um sistema controlador de temperatura do tipo PID (Proportional Integral Diferencial) marca ECI modelo CP 4L, quatro canais, registro de temperatura por termopares Tipo T.

Dois canais foram utilizados. Controlou-se a placa aquecedora central através do termopar central superior, e, o anel aquecedor de proteção através da temperatura média dos dois termopares superiores, conforme mostra a Fig.3.25.

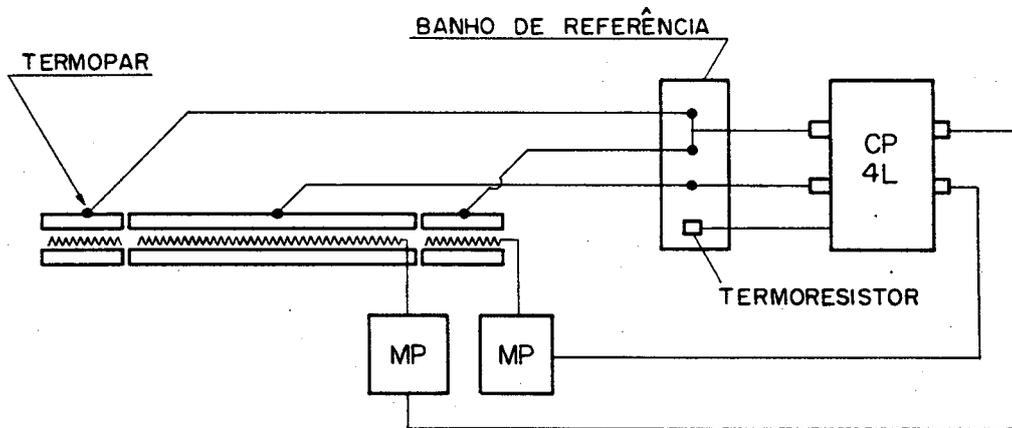


Fig.3.25 - Dispositivo controlador da temperatura da placa quente protegida.

Visando maior estabilidade das temperaturas medidas, as junções de referência dos termopares e o termoresistor do sistema controlador foram imersos em um banho isotérmico. O dispositivo contém, ainda, dois módulos de potência (MP) que alimentam as resistências elétricas da placa quente protegida.

Três parâmetros devem ser ajustados para haver um bom desempenho do sistema: "ganho", "fator derivativo" e "fator integrativo". Procurou-se ajustar esses parâmetros, e, mesmo em

fase de testes, realizou-se alguns ensaios para medição do calor específico de uma amostra de parafina, espessura 40 mm.

A Fig.3.26 mostra evoluções da temperatura da placa aquecedora central ao longo do tempo, para ensaios, utilizando o sistema controlador de temperatura (...), e, ensaios utilizando a placa quente normal, com geração de calor uniforme ($\Delta\Delta\Delta$).

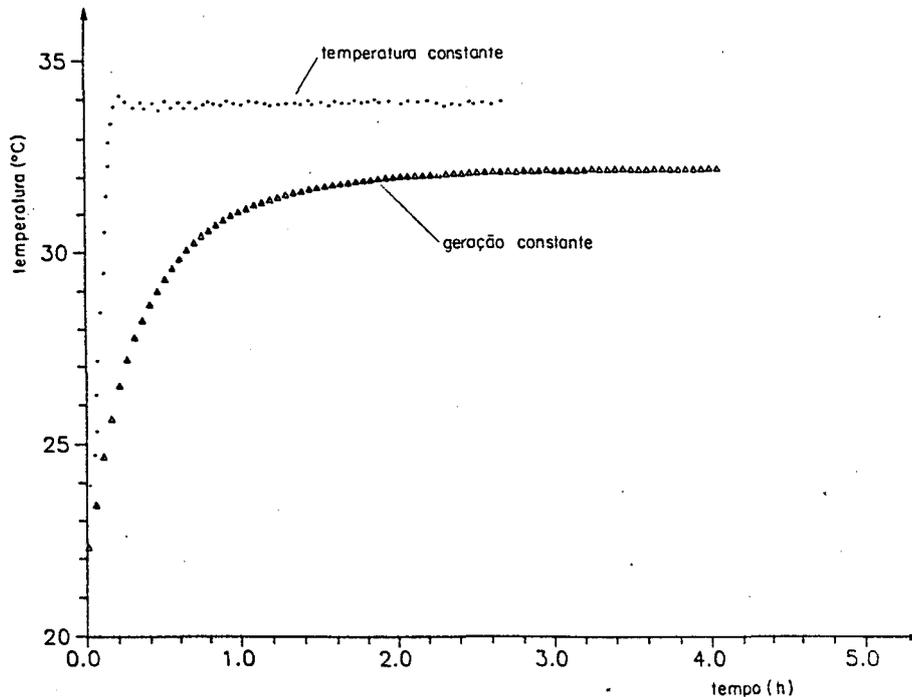


Fig.3.26 - Evolução das temperaturas da placa aquecedora central utilizando geração de calor uniforme ($\Delta\Delta\Delta$) e o sistema controlador de temperatura (...).

De fato, há uma rápida estabilização da temperatura da placa quente. Como consequência, atinge-se mais rapidamente o estado de gradiente estacionário. Tanto as experimentações, como a análise numérica que será apresentada no próximo capítulo, confirmam a redução significativa do tempo de ensaio (em torno

da metade).

A Fig.3.27 mostra uma curva característica dos fluxos de calor registrados pelos transdutores em um ensaio onde controlou-se a temperatura da placa quente.

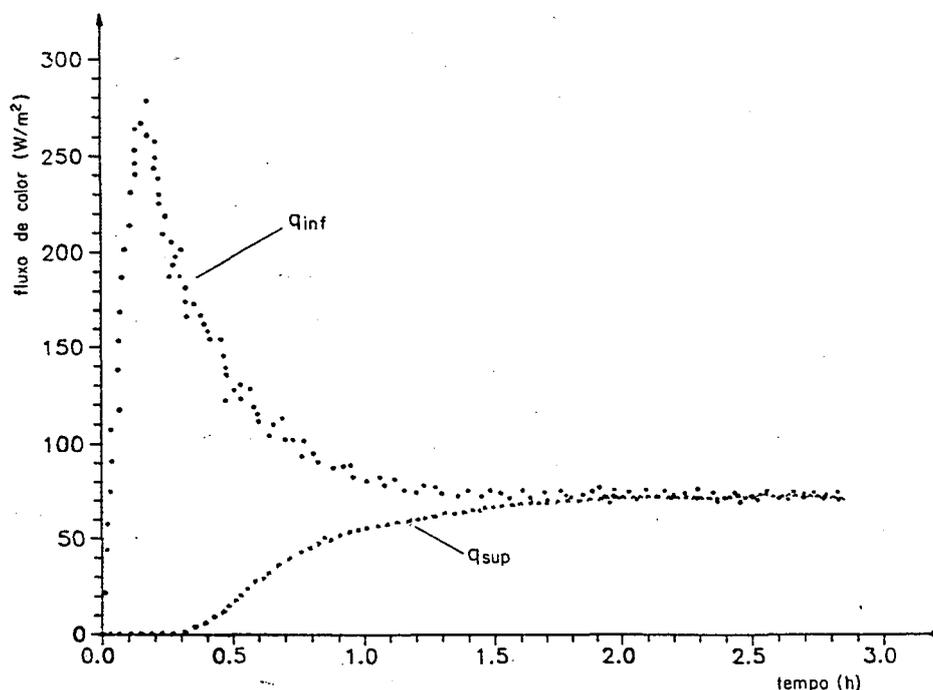


Fig.3.27 - Fluxos de calor registrados pelos transdutores superior (q_{sup}) e inferior (q_{inf}) quando utilizado um sistema controlador de temperatura.

A leve oscilação da temperatura da placa quente, observada na Fig.3.26, causa uma sensível oscilação no fluxo medido pelo transdutor inferior, que encontra-se próximo da placa quente. Como os fluxos são registrados em tempos discretos, há uma provável distorção na avaliação da energia líquida absorvida pela amostra.

Tal fato indica a necessidade de um melhor ajuste dos parâmetros do controlador. Encontrou-se certa dificuldade no ajuste desses parâmetros, sendo uma possível causa o próprio

modelo de construção dessa placa quente. Existe uma camada de mica, com espessura razoável, entre a resistência elétrica e a placa de cobre, onde as temperaturas são registradas. Isso causa um atraso na leitura da evolução da temperatura, dificultando o controle. Uma nova placa quente está sendo construída em nosso laboratório, projetada de modo a minimizar esse efeito.

Realizou-se apenas três medições da capacidade térmica de uma amostra de parafina (esp. = 33 mm), conforme mostra a Tabela 3.14.

Tabela 3.14 - Propriedades térmicas da parafina industrial determinadas experimentalmente utilizando o dispositivo controlador de temperatura.

NUM. DO EXP.	ENERGIA MEDIDA (J)	DIFERENÇA TEMP. MEDIDA (K)	CAPAC. TÉRMICA TOTAL (J/K)	CAPAC. TÉRMICA AMOSTRA (J/K)	CALOR ESPEC. AMOSTRA (J/Kg.K)	CONDUT. TÉRMICA AMOSTRA (W/m. K)
1	452980	7,42	61048	58148	2033	0,232
2	402800	7,35	54802	51902	1814	0,224
3	492270	7,32	67250	64350	2250	0,228

Nota-se uma sensível dispersão dos resultados, fruto, com certeza, da oscilação do fluxo de calor medido pelo transdutor inferior. Contudo, pode-se observar uma sensível diminuição do tempo de ensaio propriamente dito (em torno de 2,5 horas) comparado com o ensaio onde se manteve constante o fluxo de calor dissipado na placa quente (em torno de 4 horas).

3.8.2 - DETERMINAÇÃO DAS PROPRIEDADES AO LONGO DO ENSAIO

Conforme já descrito no Capítulo 2, Seção 2.2.3, De Ponte [1] apresentou um método de diminuição da condutividade

térmica, calculando-a ao longo do ensaio, utilizando a média entre os fluxos de calor medidos.

A Fig.3.28 mostra um ensaio de uma amostra de parafina, utilizando esse método. Apresenta-se a condutividade calculada através dos fluxos registrados pelos transdutores superior (λ -TFC-sup) e inferior (λ -TFC-inf), além da condutividade calculada através do valor médio (λ -médio).

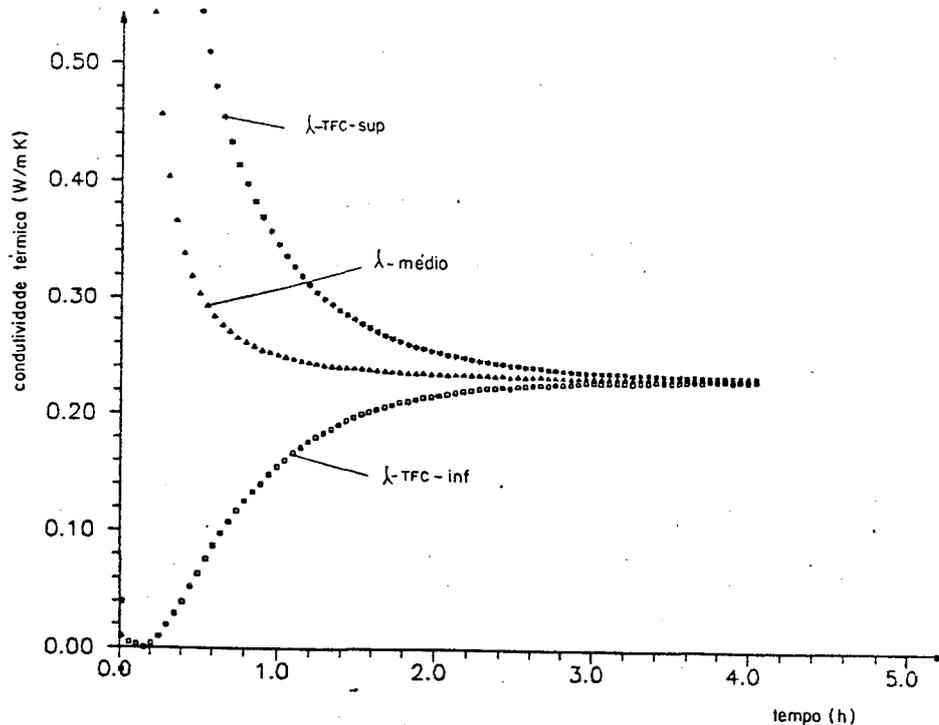


Fig.3.28 - Medição da condutividade térmica ao longo do ensaio, calculada pelos fluxos superiores (λ -TFC-sup), inferiores (λ -TFC-inf) e através da respectiva média (λ -médio).

Baseado nessa metodologia, apresenta-se uma maneira para determinar o calor específico em um tempo relativamente inferior ao tempo normal de um ensaio.

Calculou-se o calor específico continuamente durante o ensaio, de maneira idêntica ao descrito nas seções anteriores. Dessa forma, antes do experimento atingir o estado de regime

estacionário, é possível determinar — com pequena incerteza — o calor específico da amostra.

A Fig.3.29 mostra o calor específico calculado ao longo do ensaio de uma amostra de parafina, 33 mm de espessura, utilizando um dispositivo de placa quente protegida com temperatura constante (...), e, com geração de calor constante ($\Delta\Delta\Delta$).

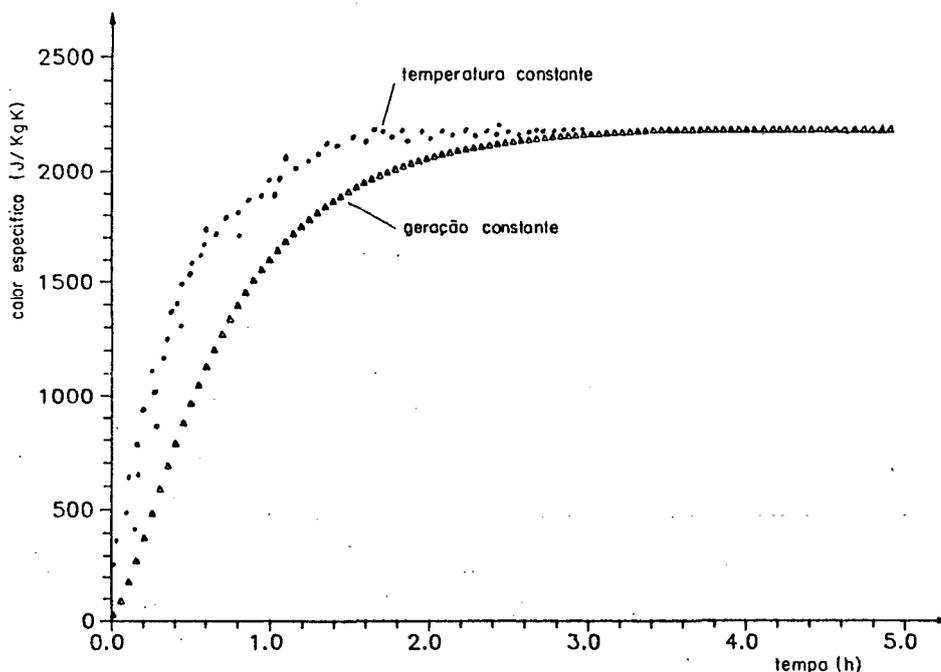


Fig.3.29 - Calor específico da parafina industrial, utilizando um dispositivo com temperatura constante (...) e com geração constante ($\Delta\Delta\Delta$).

Nota-se que é possível determinar o calor específico, quando se utiliza um dispositivo de placa quente protegida normal (com geração de calor constante), em um intervalo de tempo relativamente inferior ao intervalo de tempo necessário para atingir o regime estacionário.

Empregando-se um sistema de controle de temperatura,

realmente há um decréscimo do tempo de ensaio. Nota-se uma oscilação nos valores encontrados para esse caso. Isso se deve, como já descrito, ao ajuste imperfeito do sistema controlador da temperatura da placa quente protegida.

A Fig.3.30 mostra a condutividade térmica determinada de maneira semelhante, ao longo do ensaio. Novamente empregou-se a média entre os fluxos registrados pelos transdutores superior e inferior.

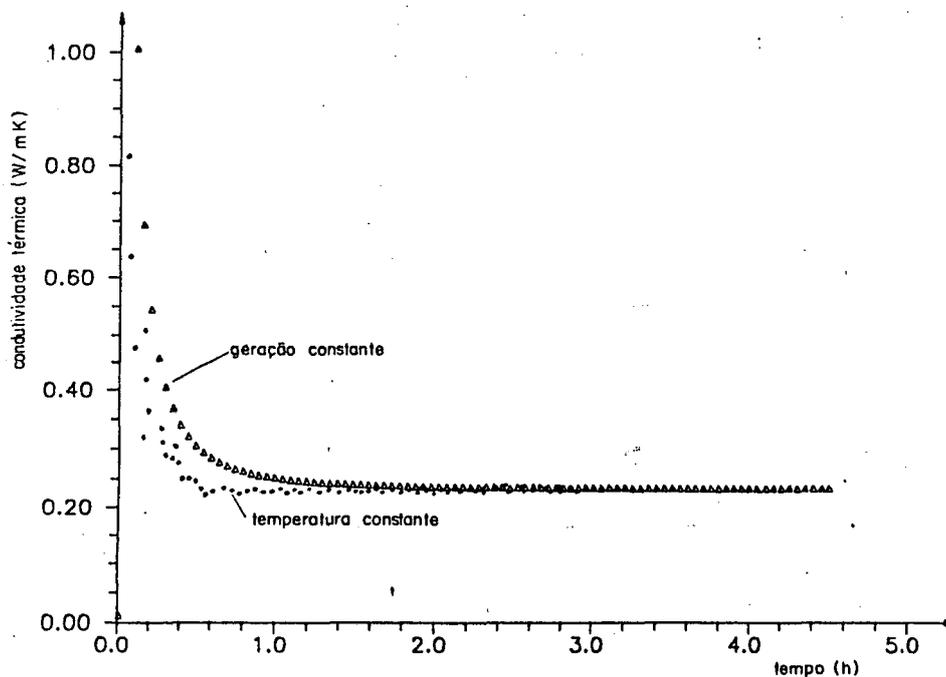


Fig.3.30 - Condutividade térmica da parafina industrial, utilizando um dispositivo com temperatura constante (...) e com geração constante (ΔΔΔ).

Ocorrem fenômenos semelhantes ao descrito anteriormente: uma sensível diminuição no tempo de ensaio, e, uma leve dispersão nos resultados quando se utiliza o sistema controlador da temperatura da placa quente.

De uma maneira geral, trata-se de um bom artifício para diminuição do tempo de ensaio. No capítulo seguinte será mostrado uma simulação numérica desse artifício.

3.9 - ALGUNS COMENTÁRIOS SOBRE O PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O método de medição de condutividade e calor específico descrito nessa dissertação, mostrou-se adequado para o objetivo proposto: medição das propriedades térmicas de grandes amostras. De posse de um sistema de aquisição de sinais é possível aproveitar o tempo normal para a medição apenas da condutividade térmica, e, determinar o calor específico da amostra.

Os transdutores de fluxo de calor do tipo termopilha mostraram-se extremamente simples na confecção e com grande confiabilidade; exatamente o inverso dos transdutores do tipo espira, que necessitam de uma Ponte de Wheatstone, espiras de difícil confecção e ainda apresentam o problema da flexão do transdutor. Possivelmente a associação desses problemas levou o fluxo de calor registrado pelo transdutor superior a atingir valores superiores àquele registrado pelo transdutor inferior em um estado estacionário. Uma das únicas vantagens do transdutor do tipo espira é o fato da medição do fluxo de calor acontecer em toda a área superficial onde se encontram as espiras, ao contrário do transdutor tipo termopilha, onde a medição acontece apenas em uma linha.

Como o fluxo de calor pode ser não-homogêneo, em função de irregularidades na placa quente ou não homogeneidades na amostra, podem acontecer erros na medição. A maneira de amenizar esse problema é construir pequenos transdutores, ligando-os em série e unindo-os fisicamente (Fig.3.31).

Quanto à placa quente protegida, foi, possivelmente o equipamento que mais contribuiu para as dispersões nos resultados apresentados. Isso devido às suas irregularidades superficiais e ponte térmica existente entre anel de proteção e placa aquecedora central (através da placa de mica).

Nota-se a forte dependência da não equalização das temperaturas entre anel e placa central na medição tradicional da condutividade térmica apresentada na Seção 3.7. De fato, esse efeito poderia ser embutido na calibração dos transdutores: em cada ponto da calibração executar-se-ia uma série de medições

com diferentes diferenças de temperaturas entre o anel e a placa central, e, utilizar-se-ia apenas o valor referente à diferença de temperatura nula.

Possivelmente com a nova placa quente que estamos construindo esses problemas serão minimizados, obtendo-se assim curvas de calibração mais precisas para os transdutores de fluxo de calor.

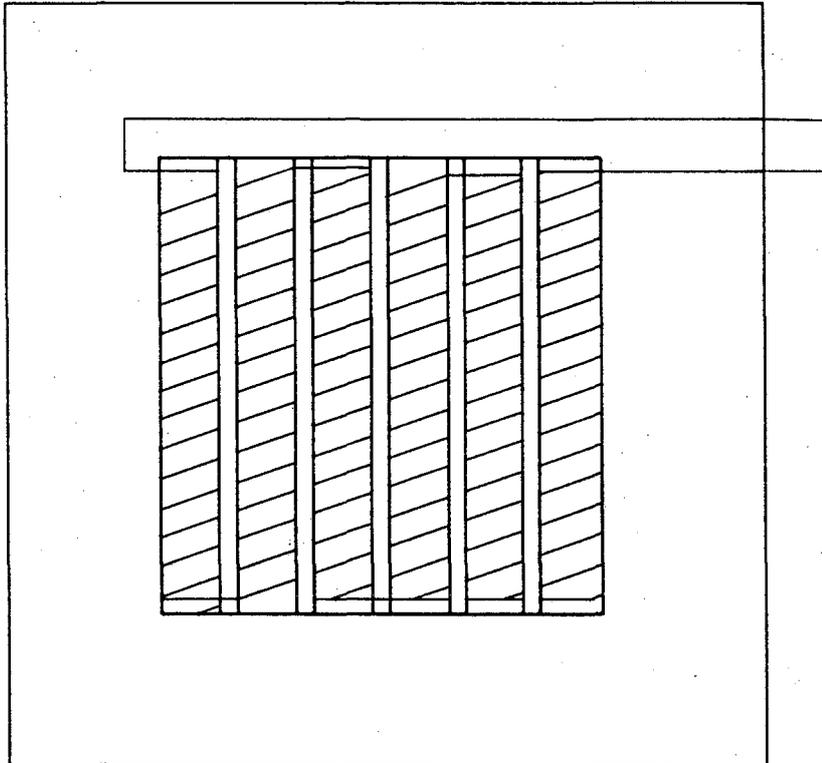


Fig.3.31 - Proposta para um transdutor de fluxo de calor do tipo termopilha.

A escolha da parafina industrial — como amostra de ensaio — se mostrou adequada: com baixo custo, simples e rápida na confecção, facilidade de redução da espessura e introdução dos termopares, ausência de migração de umidade e propriedades semelhantes aos materiais ao qual este método se destina (materiais de construção civil).

Quanto aos métodos de diminuição do tempo de ensaio, a determinação das propriedades durante o próprio ensaio

mostrou-se útil. Foi possível uma leve redução no tempo de medição do calor específico(de 5 h para 3,5 h) e uma sensível redução no tempo de medição da condutividade térmica(de 5 h para 2 h).

Apesar das dificuldades encontradas na regulagem do sistema de controle de temperatura da placa quente protegida, foi possível notar uma grande redução no tempo de medição das propriedades (em torno da metade).

O sistema de controle de temperatura também é útil, pois pode ser utilizado para manter a temperatura do anel de proteção idêntica à temperatura da placa central durante todo o ensaio.

Nos ensaios realizados com geração de calor constante, fez-se esse controle manualmente. Seguramente uma parte das incertezas de medições apresentadas são devidas à esse fato. Mas, de uma maneira geral, as incertezas de medições se mantiveram dentro de níveis aceitáveis. Esses valores, apesar de representar apenas o erro aleatório, são comparáveis com as máximas dispersões indicadas por Normas Técnicas para a medição da condutividade: 3% pela ASTM C518 [10]. Para o calor específico, a Norma correspondente (ASTM C351 [15]) não define o erro máximo admissível.

CAPÍTULO 4

ANÁLISE NUMÉRICA DOS FATORES INTERVENIENTES

NO PROCESSO DE MEDIÇÃO

4.1 - INTRODUÇÃO

Uma dispersão significativa nos primeiros valores obtidos experimentalmente na medição do calor específico, através do método descrito no capítulo anterior, despertou interesse em analisar a influência dos diversos fatores inerentes à esse método. Imaginou-se serem as fugas de calor laterais, e a não equalização da temperatura do anel de proteção foram, inicialmente, os fatores que influenciaram os resultados.

Dessa forma, a análise do sistema deveria ser, ao menos, bidimensional. Tentou-se, então, formular o sistema através de métodos analíticos, resolvendo as equações de difusão de calor bidimensional transiente.

Como o sistema de medição real é composto por vários materiais, encontrou-se sérias dificuldades no acoplamento das equações analíticas referentes à cada camada de material. Optou-se, então, pela simulação do sistema real de medição em um programa computacional, resolvendo a equação de condução de calor bidimensional e transiente, discretizando-a e integrando-a sobre um volume de controle retangular.

Visto que não foi utilizado nenhum programa aplicativo disponível, montou-se um programa próprio — linguagem Pascal[42] — , utilizando um método de diferenças finitas, baseado em Patankar[36] e da Cunha Neto [43], conforme será descrito nesse capítulo. Também serão mostrados os resultados de diversas simulações onde se avaliou o efeito de alguns parâmetros na geração de erros na medição da condutividade e calor específico em amostras de diferentes materiais.

Cabe ressaltar que os resultados dessa análise são específicos aos materiais utilizados no dispositivo de placa

quente simulado, e, ao critério de encerramento da simulação. Entretanto, eles indicam uma tendência na formação dos erros.

4.2 - DISCRETIZAÇÃO DAS EQUAÇÕES

A equação geral governante da difusão de calor, bidimensional, com uma geração de calor por unidade de área (S) e propriedades constantes, pode ser escrita da seguinte forma:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial}{\partial x} \left[-\frac{\partial T}{\partial x} \right] + \lambda \frac{\partial}{\partial y} \left[-\frac{\partial T}{\partial y} \right] + S \quad (4.1)$$

e pode ser discretizada, integrando-a sobre um volume de controle retangular, como mostrado na Fig.4.1, e num intervalo de tempo entre t e t + Δt.

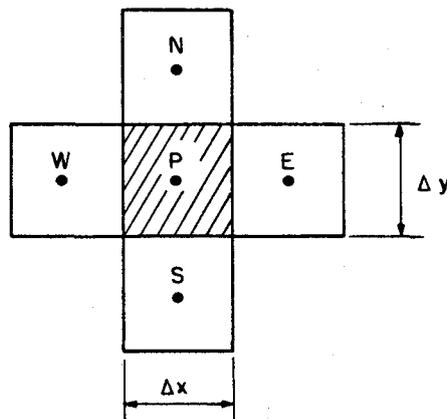


Fig.4.1 - Volume de controle.

Na Fig.4.1, o volume considerado é aquele centrado em P, e os pontos W, E, N, S vizinhos do ponto considerado, conforme a formulação proposta por Patankar [36]. As derivadas espaciais da Eq.4.1 são avaliadas supondo uma distribuição de temperaturas linear entre os pontos considerados.

Sendo o tempo uma variável parabólica, obtém-se a solução marchando no tempo a partir de uma certa distribuição inicial de temperatura: de posse da distribuição de temperatura num instante t , calcula-se a nova distribuição no instante $t + \Delta t$.

Na discretização da Eq.4.1, é necessário assumir uma forma de variação das temperaturas entre o instante t e o instante $t + \Delta t$. Algumas das formas que podem ser assumidas são generalizadas através da equação:

$$\int_t^{t+\Delta t} T dt = [f T + (1 - f) T^\circ] \Delta t$$

onde f é um fator ponderal entre 0 e 1, e T° e T são, respectivamente, as temperaturas no instante t e $t + \Delta t$. Se f é próximo de zero, a influência de T° é maior. Se f é próximo da unidade a influência predominante é T .

Considerando que todas as temperaturas no instante t são conhecidas, a Eq.4.1, após integrada e discretizada, pode ser apresentada na forma:

$$\begin{aligned} a_p T_p = & a_e T_e + a_w T_w + a_n T_n + a_s T_s + (1-f) a_e T_e^\circ + \\ & + (1-f) a_w T_w^\circ + (1-f) a_n T_n^\circ + (1-f) a_s T_s^\circ + \left[a_p^\circ - (1-f) a_e - \right. \\ & \left. - (1-f) a_w - (1-f) a_n - (1-f) a_s \right] T_p^\circ \end{aligned} \quad (4.2)$$

$$\text{onde} \quad a_e = \frac{\lambda \Delta y}{\Delta x} \quad a_w = \frac{\lambda \Delta y}{\Delta x}$$

$$a_n = \frac{\lambda \Delta x}{\Delta y} \quad a_s = \frac{\lambda \Delta x}{\Delta y}$$

$$a_p^\circ = \frac{\rho c \Delta x \Delta y}{\Delta t}$$

$$a_p = f a_e + f a_w + f a_n + f a_s - S \cdot \Delta x \Delta y$$

A solução do sistema linear é realizado através de uma adaptação especial do método de eliminação de Gauss-Seidel,

conhecido como algoritmo de Thomas ou TDMA (Tri-Diagonal Matrix Algorithm). Trata-se de um método com solução direta para um sistema unidimensional, podendo ser escrito como:

$$T_i = P_i T_{i+1} + Q_i \quad (4.3)$$

sendo

$$P_i = \frac{b_i}{a_i - c_i P_{i-1}} \quad (4.4)$$

e

$$Q_i = \frac{d_i + c_i Q_{i-1}}{a_i - c_i P_{i-1}} \quad (4.5)$$

onde o índice "i" representa o ponto analisado e os índices "i+1" e "i-1" os pontos posteriores e anteriores a ele.

Para a solução de um sistema bidimensional, recorre-se à um artifício: varre-se sequencialmente as linhas horizontais e verticais até obter convergência em cada instante de tempo analisado. Este método é conhecido como o método linha por linha.

No cálculo de uma linha horizontal em um sistema bidimensional, as constantes das Eq.4.4. e 4.5, relacionadas com a Eq.4.2 apresentam a seguinte forma:

$$a_i = f_{ae} + f_{aw} + a_n + a_s + a_{po}$$

$$b_i = f_{ae}$$

$$c_i = f_{aw}$$

$$d_i = a_n \overset{\circ}{T}_n + a_s \overset{\circ}{T}_s + (1-f) a_e \overset{\circ}{T}_e + (1-f) a_w \overset{\circ}{T}_w + \\ + \left[a_{po} - (1-f) a_e - (1-f) a_w \right] \overset{\circ}{T}_p + S$$

onde $a_{po} = \rho c \frac{\Delta x \Delta y}{\Delta t}$

No cálculo de uma linha vertical as constantes apresentam a seguinte forma:

$$a_i = f_{an} + f_{as} + a_w + a_e + a_{po}$$

$$b_i = f_{as}$$

$$c_i = f_{an}$$

$$d_i = a_e T_e^{\circ} + a_w T_w^{\circ} + (1-f) a_n T_n^{\circ} + (1-f) a_s T_s^{\circ} + \\ + \left[a_{po} - (1-f) a_n - (1-f) a_s \right] T_p^{\circ} + S$$

Maiores detalhes sobre esse método pode ser encontrado em Patankar [36].

4.3 - FORMULAÇÃO

Como já descrito nas seções anteriores, o sistema de medição real, tridimensional, foi simulado como bidimensional. Para a aplicação das condições de contorno foram criados pontos fictícios, externos à fronteira física.

As placas frias, nas fronteiras N e S foram simuladas como uma condição de temperatura prescrita (T_1) (condição de Dirichlet). De fato, é uma boa aproximação das condições reais, visto que não ocorrem significativas variações de temperatura na placa fria durante um ensaio real.

Aproveitou-se uma condição de simetria (fluxo nulo) na fronteira oeste, e, na fronteira leste aplicou-se uma condição de convecção, simulando assim a influência do meio ambiente à uma temperatura T_{∞} . (Fig.4.2).

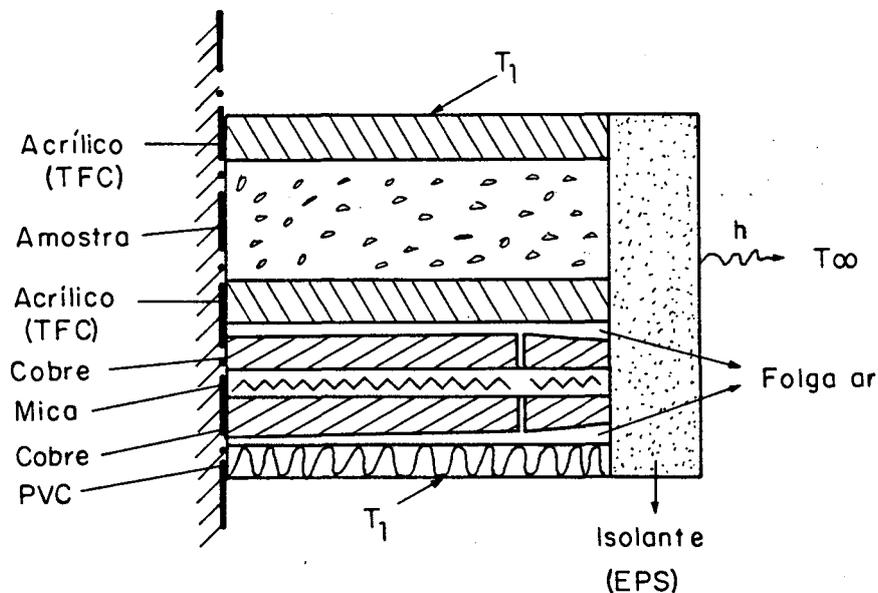


Fig.4.2 - Simulação do experimento real.

Procurou-se simular as condições reais do experimento quanto à disposição, dimensões e propriedades físicas dos materiais utilizados (Tabela 4.1).

Simulou-se o sistema de aquecimento da placa quente como composto por uma camada de material com dimensões e propriedades idênticas à mica, onde ocorre uma geração interna de calor. Dessa forma, desprezou-se a espira de aquecimento utilizada no experimento real. Essa geração de calor comporta-se de maneira semelhante ao experimento real, sendo relacionada com a diferença de potencial aplicada, conforme será visto na próxima seção.

Ainda na placa quente protegida, os espaços existentes entre as placas de cobre do anel de proteção e da placa central foram considerados como isolantes perfeitos.

Tabela 4.1 - Condições gerais às simulações.

Temperatura placas frias (T_i) = 26 °C

Temperatura meio ambiente (T_∞) = 26 °C

Potência dissipada na camada de mica = 350 W/m²

MATERIAL	K (W/m.K)	ρ (Kg/m ³)	c (J/Kg.K)	α (x10 ⁻⁷ m ² /s)	ESP. (mm)
Cobre	383	8554	386	1160	33
ar	0,023	1	1000	230	várias
acrílico	0,207	1500	1464	0,9	3
mica	0,93	2300	878	4,6	5
poliest.	0,04	100	200	2	várias
PVC	0,15	1200	1420	0,88	6
Concreto	0,9	3000	700	4,3	várias
Tijolo	0,6	1500	1000	4	várias
Parafina	0,3	1000	2000	1,5	-
Madeira	0,1	500	2500	0.8	-

Quanto aos transdutores de fluxo de calor, foram considerados apenas como uma placa de acrílico — desprezando as espiras de metal — visto que as mesmas possuem alta difusividade térmica e pequena espessura.

Simulou-se o fluxo de calor medido pelo transdutor (q) utilizando a diferença entre as temperaturas superficiais da placa de acrílico (ΔT), além de suas propriedades físicas (condutividade térmica (λ) e espessura (e)), aplicando a lei de Fourier,

$$q = \lambda \frac{\Delta T}{e}$$

Transdutores com diferentes áreas de medição foram simulados, utilizando uma média das temperaturas superficiais correspondente àquela dimensão desejada. Ainda nessa simulação utilizar-se-á os fluxos de calor que atravessam as superfícies superior e inferior da amostra (q_{am-s} , q_{am-i}):

$$q_{am-s}, q_{am-i} = \frac{(T_p - T_n)}{\left[\frac{\Delta y_p}{2 \cdot \lambda_p} + \frac{\Delta y_n}{2 \cdot \lambda_n} \right]}$$

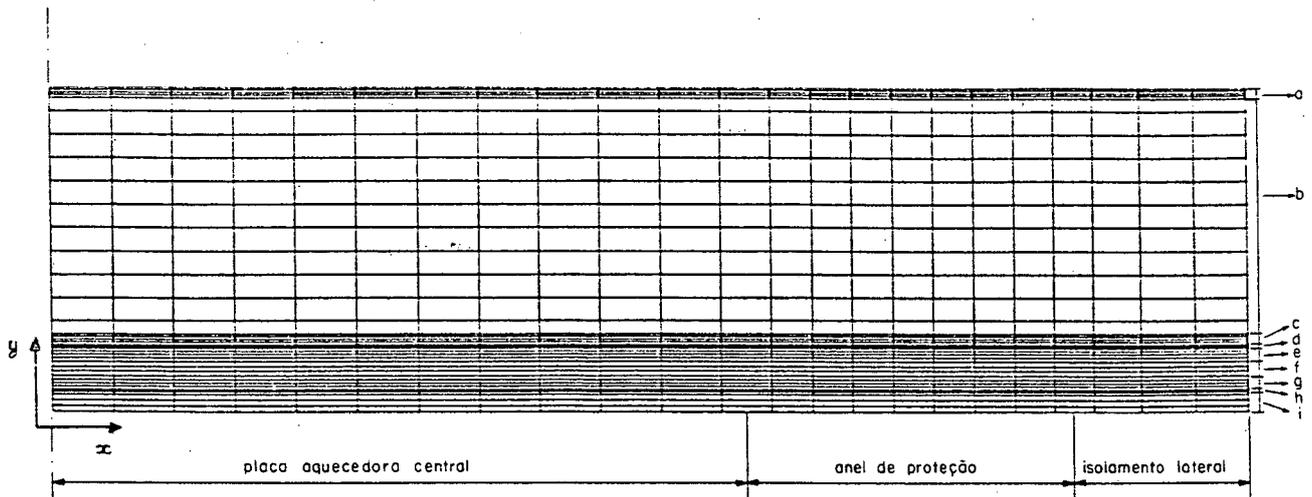
onde, neste caso, "p" representa o ponto inferior à cada superfície analisada, "n" o ponto superior à essa superfície e Δy a dimensão da malha. Novamente esses fluxos são calculados utilizando as temperaturas médias dos pontos inferiores e superiores à cada superfície analisada.

No experimento real, as temperaturas superficiais da amostra são medidas pontualmente por termopares. Na simulação, computa-se essas temperaturas em posições idênticas à experimentação.

No isolamento lateral, utilizou-se as propriedades físicas do poliestireno expandido, e na placa isolante inferior as propriedades físicas do PVC, procurando assim reproduzir as condições da experimentação.

As dimensões espaciais e temporal do sistema foram refinadas de modo a não apresentar variações maiores que 0,5% no fluxo de calor indicado pelos transdutores durante a simulação. Utilizou-se uma malha conforme mostra a Fig.4.3, e um intervalo de tempo entre interações de 100 segundos.

A malha pode ser subdividida em cada camada de material de forma independente no sentido horizontal. No sentido vertical, a malha pode ser subdividida independentemente nas regiões da i) placa aquecedora central; ii) anel de proteção; iii) isolamento lateral.



- a - transdutor de fluxo de calor superior
- b - amostra
- c - transdutor de fluxo de calor inferior
- d - camada de ar
- e - placa de cobre
- f - mica (com geração interna)
- g - placa de cobre
- h - camada de ar
- i - PVC

Dimensão da placa aquecedora central = 100 mm

Dimensão do anel de proteção = 50 mm

Fig.4.3 - Discretização do dispositivo simulado.

Nos resultados apresentados nesse capítulo, utilizou-se um fator ponderal (f) igual à unidade - utilizando-se um algoritmo totalmente implícito - visto que, neste caso, o algoritmo apresenta maior estabilidade [36]. O tempo de CPU utilizada, em um computador IBM modelo 4341, não exedeu a 3 minutos em qualquer simulação executada.

4.3.1 - DETERMINAÇÃO DA POTÊNCIA DISSIPADA NO ANEL AQUECEDOR DE PROTEÇÃO E CRITÉRIOS DE CONVERGÊNCIA

Numa experimentação real, mantêm-se constante a potência elétrica dissipada na placa aquecedora central, e, varia-se (manual ou automaticamente) a potência dissipada no anel aquecedor de proteção de modo a igualar as temperaturas da placa central e anel de proteção. Minimiza-se, assim, o efeito da fuga de calor lateral. Na simulação numérica procurou-se repetir tal fato.

Como já descrito, esse método numérico necessita de um processo iterativo em cada instante de tempo. Então, após fixada uma potência que será dissipada na placa aquecedora central, em cada iteração calcula-se uma determinada potência para dissipação no anel de proteção, de modo a manter a igualdade entre as temperaturas da placa central e do anel de proteção.

Para tanto, em um programa paralelo, simulou-se várias diferenças iniciais de temperatura entre anel e placa central, e, determinou-se os respectivos acréscimos na potência (ou voltagem (ΔV), pois considerou-se a resistência constante) necessários para atingir o equilíbrio de temperaturas após cada iteração. A Fig.4.4 mostra os resultados obtidos.

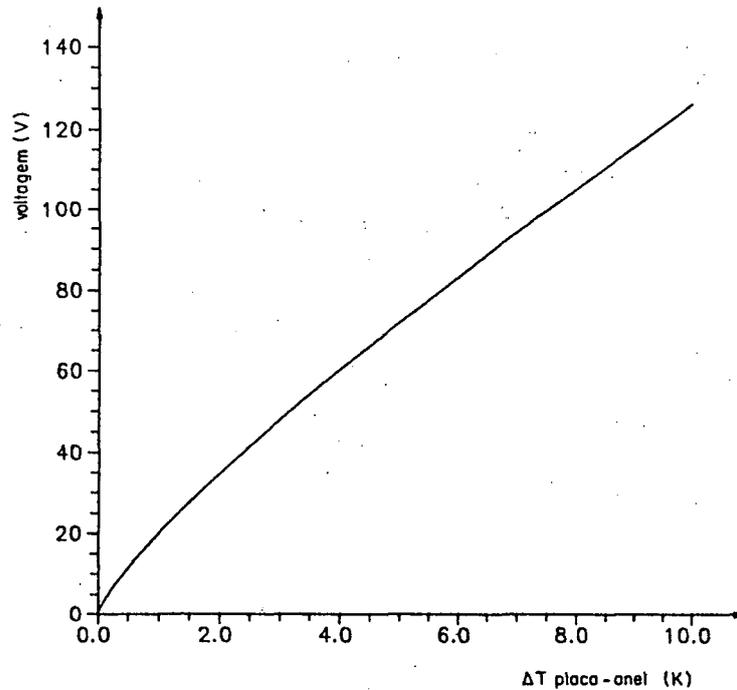


Fig.4.4 - Relação entre voltagem e diferença de temperatura entre placa aquecedora e anel de proteção.

Através de um método de regressão logarítmica obteve-se a seguinte equação que relaciona as duas variáveis:

$$\Delta V = 20 \cdot e^{0,8 \ln \Delta T} \quad (4.6)$$

O uso desse artifício proporcionou excelente equalização entre as temperaturas da placa e do anel.

A equação dessa curva foi, então, introduzida no programa principal. Submetendo a placa quente à uma dada voltagem inicial, calcula-se a distribuição de temperaturas no sistema, varrendo-se o domínio, ora no sentido horizontal, ora no sentido vertical, em torno de 10 vezes.

Notou-se que as temperaturas convergiam mais rapidamente, caso o domínio no sentido vertical fosse varrido com maior frequência. Isso se deve ao fato dos gradientes de

temperatura serem mais importantes no sentido vertical.

Após essa série de varreduras, ajusta-se a voltagem dissipada no anel de proteção utilizando a Eq.4.6, e, recalcula-se as temperaturas em mais uma série de varreduras.

Notou-se necessário realizar essa série de 10 varreduras após o ajuste da voltagem, para haver uma difusão da informação de mudança de temperatura no anel de proteção, em função da nova potência elétrica dissipada. O uso desse artifício proporcionou rápida convergência e excelente equalização das temperaturas da placa aquecedora central e anel de proteção ($\leq 0,001$ °C).

Todo esse processo era repetido até a variação de todas as temperaturas do domínio ser inferior a $0,001$ °C entre cada iteração.

Passava-se, então, a calcular a distribuição de temperaturas no próximo intervalo de tempo. O ciclo era repetido até atingir o critério de encerramento da simulação, conforme será descrito nas seções seguintes.

Limitou-se em 200 V a voltagem aplicada na camada de mica, visando simular as condições reais do controlador de temperatura. Esse artifício impediu que o fluxo de calor, no início da simulação atingisse um valor infinito.

4.3.2 - SIMULAÇÃO DA NÃO-PLANICIDADE DA PLACA QUENTE PROTEGIDA

Como já descrito no capítulo anterior, a placa quente protegida apresentou um sensível desvio de planicidade. Procurou-se, então, simular tal desvio, para analisar sua influência sobre a medição do calor específico.

A troca de calor entre duas superfícies separadas por uma dada distância, acontece por três processos distintos: i) a radiação; ii) convecção; iii) condução através do fluido que as separa.

No presente caso, procurou-se simplificar ao máximo tais fenômenos. Considerou-se, então, apenas a existência de troca de calor por condução no ar, entre as duas superfícies

afastadas devido ao desvio de planicidade.

Quanto à forma dessa camada de ar, Fig.4.5, procurou-se simular as condições observadas no experimento real: o anel aquecedor de proteção com espessura menor que a placa aquecedora central.

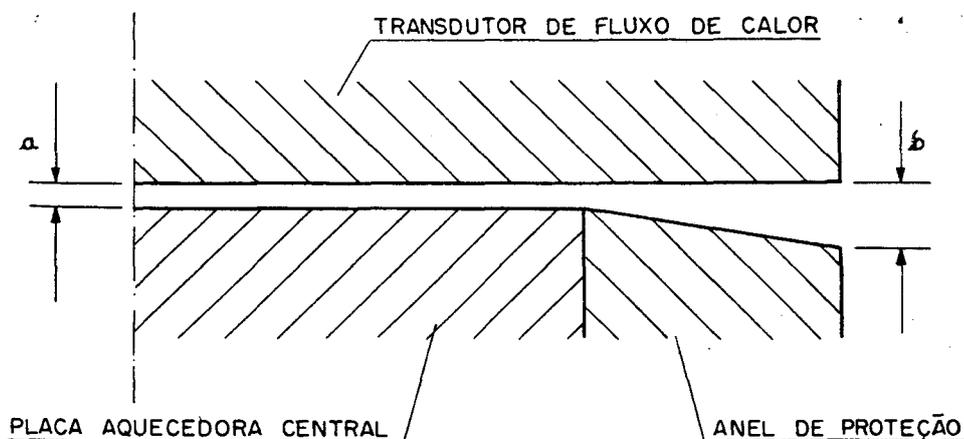


Fig.4.5 - Simulação do desvio de planicidade existente na placa quente.

Na próxima seção apresentar-se-á um estudo sobre a influência na medição do calor específico, de várias espessuras (b) da camada de ar. Conservou-se, nessas simulações, a espessura " a " igual à 5% de " b " ($b \leq 0,2$ mm).

4.3.3 - SIMULAÇÃO DA GERAÇÃO DE CALOR NAS ESPIRAS DO TRANSDUTOR TIPO ESPIRA

O transdutor de fluxo de calor do tipo espira necessita de uma amplificação do sinal de medição. Isso é feito por intermédio de uma Ponte de Wheatstone. Mas esse dispositivo necessita de uma fonte de alimentação, que acaba dissipando uma certa potência nas espiras do transdutor de fluxo de calor.

Resolveu-se analisar a influência dessa dissipação na medição executada por esse tipo de transdutor.

Conforme descrito no Capítulo 3, as espiras de cobre possuem uma resistência elétrica de aproximadamente 800Ω , ligadas em conjunto (Fig.3.4), com resistores de 1000Ω , e alimentadas por uma fonte de 3 V.

Resolvendo-se o sistema, determina-se que a potência dissipada em cada espira equivale à $0,06 \text{ W/m}^2$. Simulou-se, então, a dissipação dessa potência nas superfícies superior e inferior de cada transdutor do tipo espira, reproduzindo assim, as condições reais.

Na seção 4.4.4.4 apresentar-se-á os resultados dessa simulação.

4.4 - APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS

4.4.1 - COMPARAÇÃO DA ANÁLISE NUMÉRICA COM ALGUNS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Como já descrito na primeira seção deste capítulo, essa análise numérica derivou-se do interesse em analisar a influência dos diversos fatores inerentes à esse método - como possíveis causadores de erro - visto ocorrer uma significativa dispersão dos primeiros valores do calor específico obtidos experimentalmente.

As figuras mostradas à seguir apresentam comparações entre valores (temperaturas e fluxos de calor) medidas experimentalmente (pontos discretos) e valores simulados (linhas contínuas).

A Fig.4.6 compara os fluxos de calor medidos pelos transdutores inferior (curva superior) e superior (curva inferior) com os respectivos valores simulados (linhas contínuas) para duas experimentações (... , □ □ □) em uma amostra de parafina industrial, com 40 mm de espessura, isolada termicamente através de uma camada de 150 mm de poliestireno expandido, e, dissipada uma potência de 14 W (ou 350 W/m^2) na

placa aquecedora central.

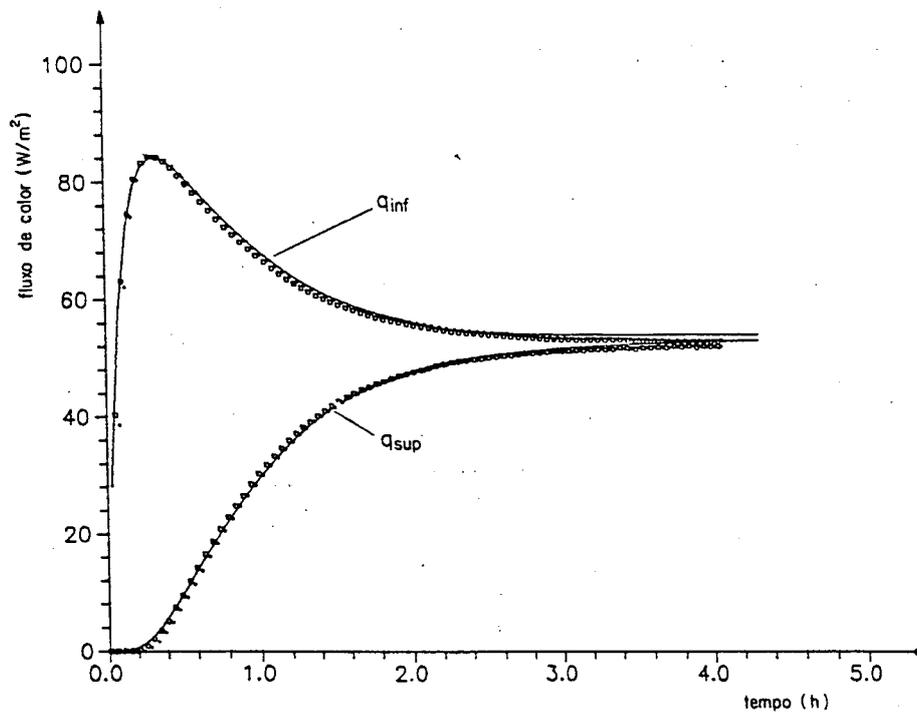


Fig.4.6 - Comparação entre os fluxos de calor medidos experimentalmente (pontos discretos) e simulados (linha cheia) para amostra de parafina com espessura de 40 mm.

A Fig.4.7 mostra uma comparação semelhante à figura anterior, no ensaio de uma amostra com 60 mm de espessura e dissipada uma potência de 20 W (ou $500 W/m^2$) na placa aquecedora central.

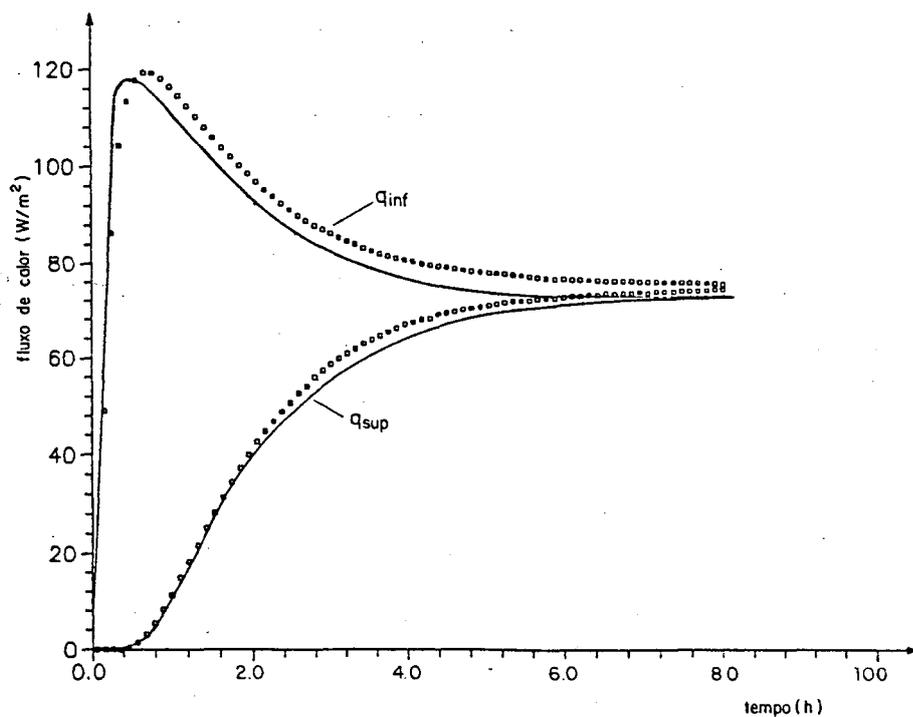


Fig.4.7 - Comparação entre os fluxos de calor medidos experimentalmente (pontos discretos) e simulados (linha cheia) para amostra de parafina com espessura de 60 mm.

Já a Fig.4.8 mostra uma comparação entre as temperaturas simuladas e medidas nas superfícies superior (T_{sup}) e inferior (T_{inf}), respectivamente, de uma amostra de parafina industrial com 40 mm de espessura, dissipando uma potência elétrica de 14 W na placa aquecedora central.

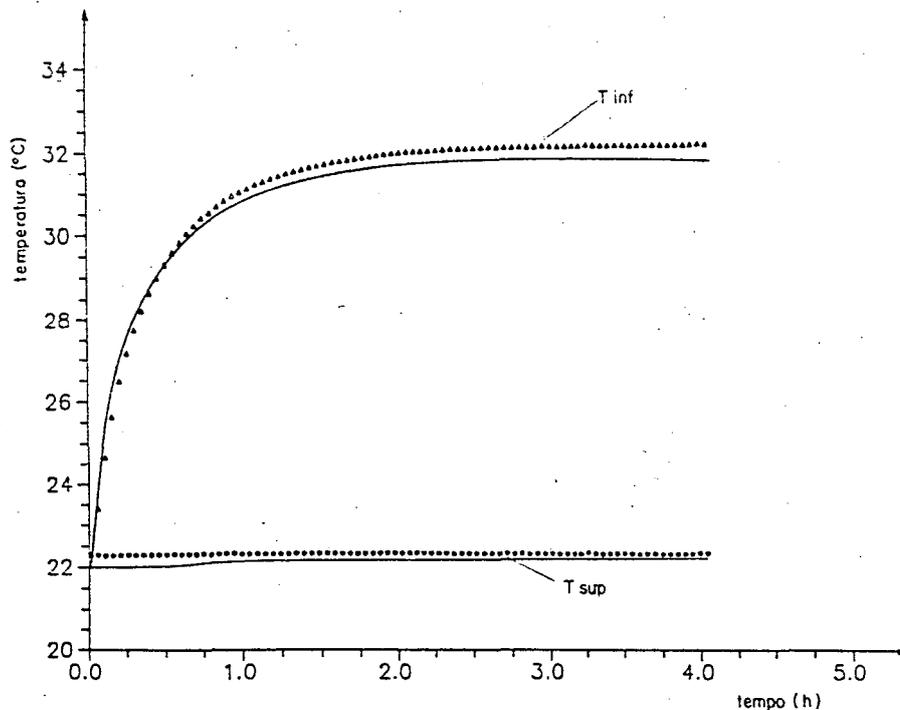


Fig.4.8 - Comparação entre as temperaturas simuladas (linha cheia) e medidas (pontos discretos) nas superfícies superior (T_{sup}) e inferior (T_{inf}) de uma amostra de parafina.

Nota-se de uma maneira geral, uma boa concordância entre os valores obtidos através da simulação (linha cheia), e aqueles obtidos experimentalmente (pontos discretos).

4.4.2 - DETERMINAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA CAPACIDADE TÉRMICA DOS TRANSDUTORES

Procurou-se, nas primeiras simulações, constatar a influência da capacidade térmica dos transdutores sobre o calor específico medido pelo dispositivo apresentado. Desse modo, simulou-se a medição do calor específico de uma amostra de

parafina, nas condições descritas pela Tabela 4.1.

A Fig.4.9 mostra, nas linhas cheias, os fluxos de calor simulados nos transdutores superior e inferior (q_{TFC-s} , q_{TFC-i}), e, nas linhas tracejadas os fluxos de calor simulados que atravessam as superfícies superior e inferior da amostra (q_{am-s} , q_{am-i}).

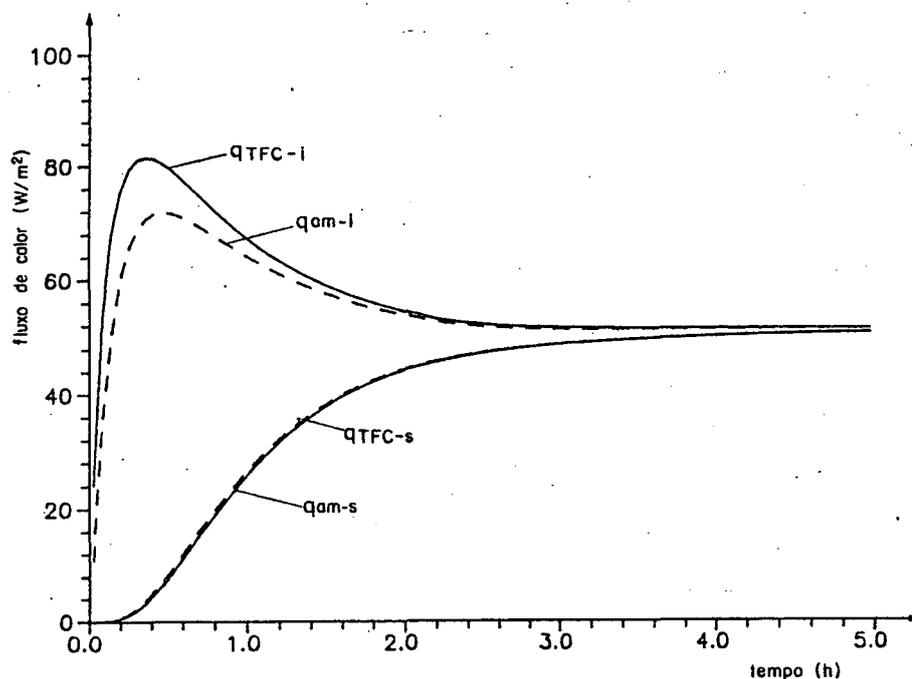


Fig.4.9 - Fluxos de calor simulados nos transdutores superior e inferior (linhas cheias) e fluxos simulados nas superfícies da amostra (linhas tracejadas).

Calculou-se, nessa simulação, a energia líquida ($Q_{liq TFC}$) utilizando os fluxos de calor simulados nos transdutores. Essa energia corresponde à área entre as curvas q_{TFC-i} e q_{TFC-s} .

Calculou-se, também, a energia líquida ($Q_{liq am}$) utilizando os fluxos de calor simulados nas superfícies superior e inferior da amostra (q_{am-s} e q_{am-i}). Utilizando uma

metodologia idêntica ao método experimental, determinou-se as capacidades térmicas correspondentes a essas energias líquidas calculadas. Conforme definido na seção 3.2, a capacidade térmica é calculada, dividindo-se a energia líquida pela mudança da temperatura média da amostra durante o ensaio.

Como já descrito na seção anterior, as temperaturas da amostra são simuladas pontualmente nas superfícies superior e inferior (conforme o dispositivo experimental) e a mudança da temperatura média da amostra é calculada pela variação da média aritmética dessas temperaturas (como no dispositivo experimental).

A Tabela 4.2 mostra os valores obtidos para as capacidades térmicas determinadas através dos fluxos de calor simulados nos transdutores (C_{TFC}) e através dos fluxos de calor simulados na superfície da amostra (C_{am}) com área unitária.

Tabela 4.2 - Resultados simulados das capacidades térmicas.

$$C_{TFC} = 122319 \text{ J/K}$$

$$C_{am} = 120000 \text{ J/K}$$

De fato, conforme análise apresentada por Wattiau [17], a diferença entre essas duas capacidades térmicas equivale à capacidade térmica de um dos transdutores (2316 J/K). A pequena diferença entre os valores é aceitável em uma simulação numérica dessa natureza. Desse modo, a capacidade térmica medida no dispositivo experimental deve ser subtraída da capacidade térmica referente ao par de transdutores.

Diversas são as maneiras para determinar a capacidade térmica dos transdutores. Realizando-se um ensaio com uma amostra padrão, a diferença entre as capacidades térmicas medida e indicada para aquela amostra corresponde, de uma maneira geral, à capacidade térmica referente aos transdutores de fluxo de calor.

Pode-se, ainda, determinar essa capacidade térmica conforme descrito por Wattiau, que dispensa o uso de amostras

padrões. Esse foi o método utilizado nessa dissertação, justamente por não se dispor de amostras desse tipo.

O método compreende em realizar um ensaio — de maneira semelhante ao descrito até então — apenas com os dois transdutores, sem a amostra. A Fig.4.10 mostra uma simulação desse ensaio, onde q_{TFC-s} e q_{TFC-i} representam, respectivamente, os fluxos de calor calculados nos transdutores superior e inferior.

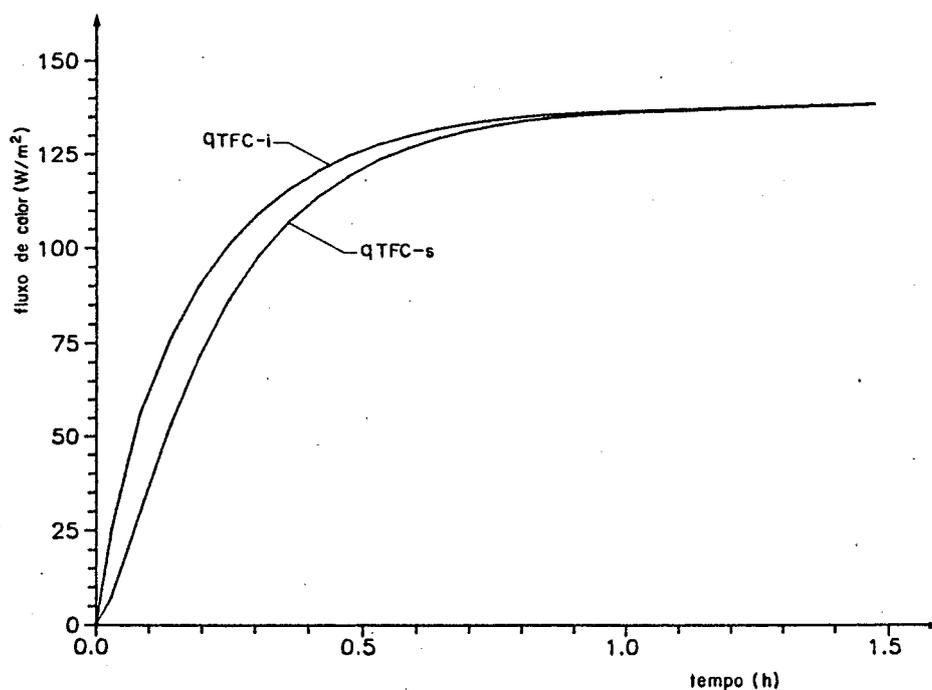


Fig.4.10 - Simulação da medição da capacidade térmica dos transdutores.

De fato, a capacidade térmica calculada através da área entre as curvas e a variação de temperatura média dos transdutores, representa a capacidade térmica média referente aos dois transdutores. No caso, a capacidade térmica de apenas

um deles, visto serem idênticos.

4.4.3. - DETERMINAÇÃO DO CRITÉRIO DE ENCERRAMENTO DA SIMULAÇÃO

Procurou-se nas primeiras simulações, determinar a influência na medição do calor específico de uma fuga de calor na superfície lateral da amostra. Nessas primeiras análises, simulou-se os transdutores com área de medição idêntica à área da placa aquecedora central.

Utilizando os fluxos de calor simulados nos transdutores e a variação das temperaturas superficiais médias da amostra, conforme já descrito, calculou-se o calor específico da amostra durante a simulação (já subtraída a capacidade térmica dos transdutores).

Sob as condições gerais descritas na Tabela 4.1, simulou-se a medição do calor específico de uma amostra de parafina (calor específico = 2200 J/Kg.K) com 60 mm de espessura — em duas situações distintas —, conforme mostrado na Fig.4.11, sendo: i) linha tracejada - amostra sem isolamento lateral, sujeita a um coeficiente de convecção (h) igual à $10 \text{ W/m}^2\text{K}$ e temperatura ambiente igual à temperatura da placa fria (26°C); ii) linha cheia - amostra com fluxo de calor nulo na superfície lateral.

Nota-se que a linha cheia (amostra isolada) tende a um valor constante, que corresponde ao calor específico estipulado para a amostra, ao passo que a linha tracejada (amostra sem isolamento) continua a crescer indefinidamente.

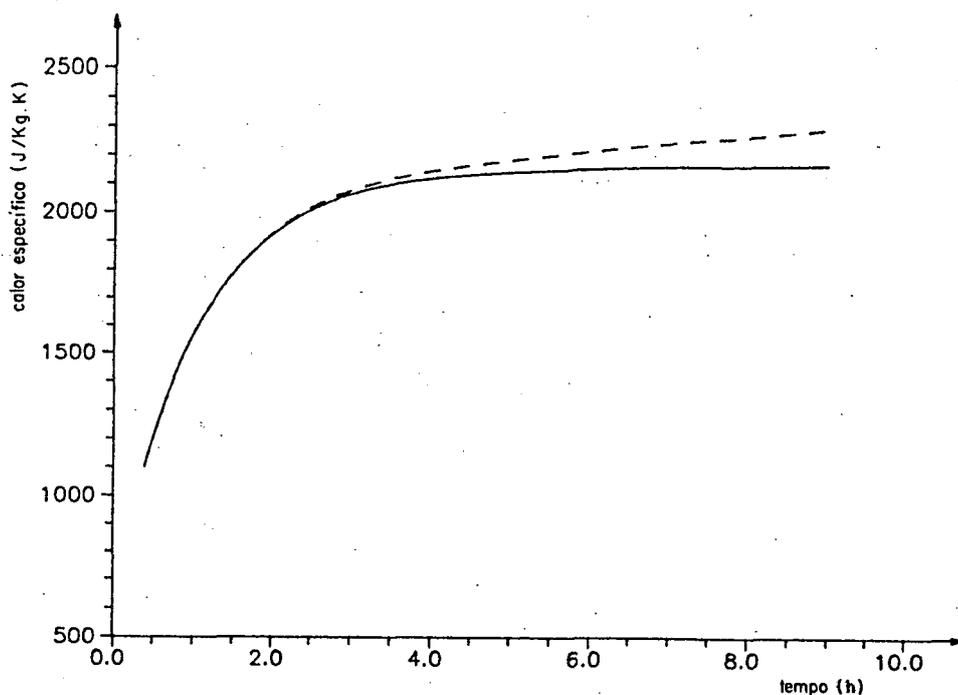


Fig.4.11 - Calor específico simulado em amostra sujeita a uma fuga de calor na superfície lateral (linha tracejada) e amostra completamente isolada (linha cheia).

A análise da Fig.4.12 proporciona uma melhor compreensão desse fenômeno. Nela são mostrados — em função do tempo — os fluxos de calor simulados nos transdutores superior (q_{sup}) e inferior (q_{inf}), para a amostra de parafina sem isolamento lateral.

Nota-se que os fluxos de calor jamais se igualam. Isso se deve à perda de calor na superfície lateral.

A área entre as curvas representa a energia líquida (Q_{liq} 1-2, vide seção 3.2) que é computada como absorvida pela amostra, mas, parte está continuamente sendo transferida para o meio ambiente.

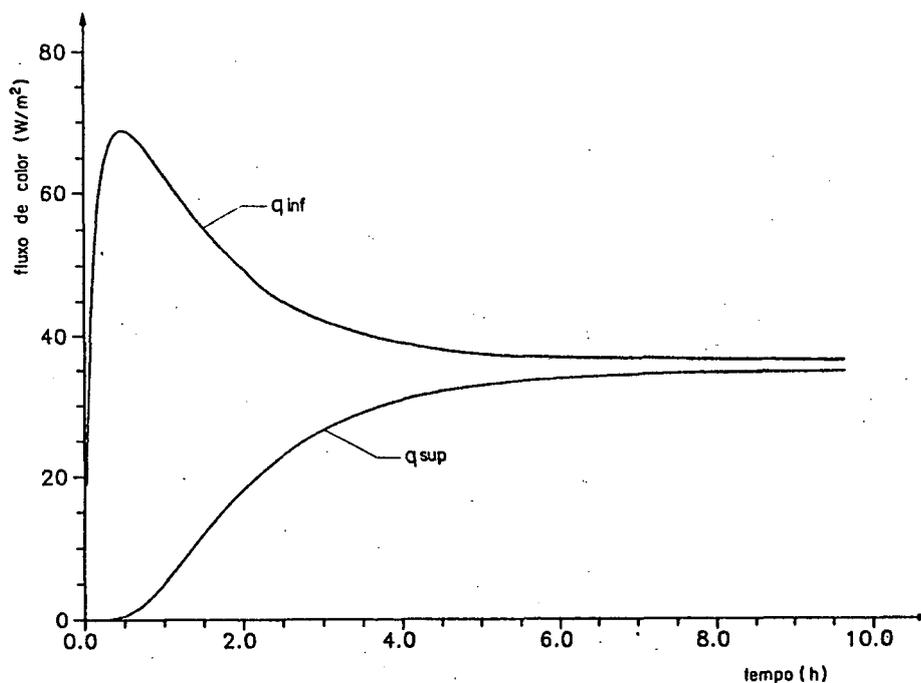


Fig.4.12 - Fluxos de calor simulados nos transdutores superior (q_{sup}) e inferior (q_{inf}) para amostra sem isolamento lateral.

Essa fuga de calor aumenta progressivamente a área sob a curva representada na Fig.4.12, produzindo assim um desvio do calor específico calculado, acrescentando-o continuamente no tempo.

A Fig.4.13 mostra outra forma de representação desse fenômeno. A figura apresenta — em função do tempo — o erro percentual (ϵ_c) do calor específico determinado na simulação, em relação ao calor específico estipulado para a amostra (2200 J/Kg.K).

Novamente a linha cheia representa o erro na simulação do calor específico (ϵ_c) da amostra com fluxo de calor nulo na superfície lateral, e a linha tracejada o erro para a amostra sem isolamento lateral.

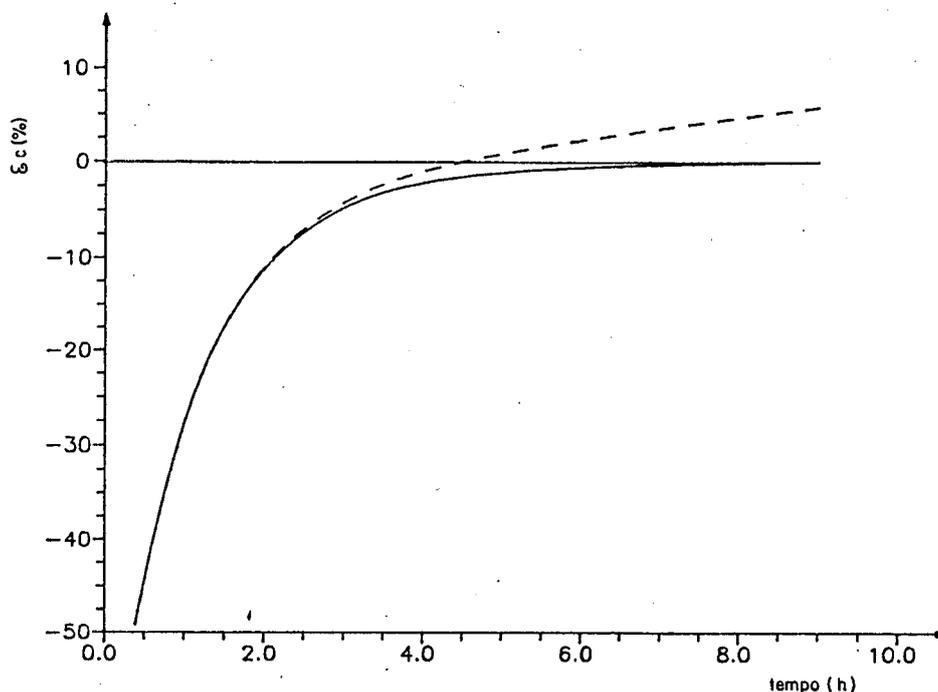


Fig.4.13 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) para amostra sem isolamento lateral (linha tracejada) e amostra completamente isolada (linha cheia).

Nessa figura nota-se claramente a dependência do erro em função do instante de encerramento da simulação, *i.e.*, do critério de abortagem.

Como nesse trabalho se pretende analisar comparativamente a influência de diversos fatores, é necessário definir um critério único e fisicamente coerente para encerramento da simulação. Algumas das tentativas para determinação desse critério serão apresentadas nas próximas seções.

4.4.3.1 - Critério 1 - Análise da Derivada da Diferença dos Fluxos de Calor

Nas primeiras simulações empregou-se como critério de encerramento aquele utilizado no experimento real: o experimento seria encerrado quando a derivada em relação ao tempo da diferença dos fluxos de calor medidos pelos transdutores atingisse um certo valor mínimo. Simulou-se transdutores com dimensões idênticas à placa aquecedora central.

Houve coerência física dos resultados quando simulado para diferentes coeficientes de convecção (h) na superfície lateral, i.e., o erro crescia com o aumento de " h ", significando maiores perdas laterais e, conseqüentemente, maior erro. Também testou-se diferentes espessuras de amostra, e, também houve coerência física: amostras mais espessas indicavam maior erro na medição do calor específico.

Na simulação de amostras com diferentes condutividades térmicas notou-se que o erro aumentava com a condutividade. À primeira vista, estes resultados contrariavam o sentimento físico do fenômeno.

De fato, as perdas de calor em uma superfície sujeita a um coeficiente de convecção " h " têm uma relação direta com o número de Biot ($Bi = hL/\lambda$), sendo " λ " a condutividade térmica do material e " L " sua dimensão característica.

Desse modo, um aumento da condutividade significaria uma diminuição do número de Biot; conseqüentemente, uma diminuição das perdas de calor naquela superfície e, por extensão, uma diminuição do erro na medição do calor específico. Como não ocorreu tal fato, imaginou-se ser decorrente da utilização de um critério de encerramento da simulação não coerente fisicamente. Procurou-se, então, um novo critério de encerramento.

4.4.3.2 - Critério 2 - Análise Paramétrica das Equações Governantes

Buscou-se um critério de encerramento da simulação baseado em uma análise paramétrica das equações governantes do fenômeno físico.

Tentou-se, então, formular simplificada o problema, analisando apenas uma amostra com espessura "L" sujeita a um coeficiente de convecção "h" na superfície lateral, uma temperatura superior constante (T_1) e, um fluxo variável na superfície inferior, conforme Fig.4.14.

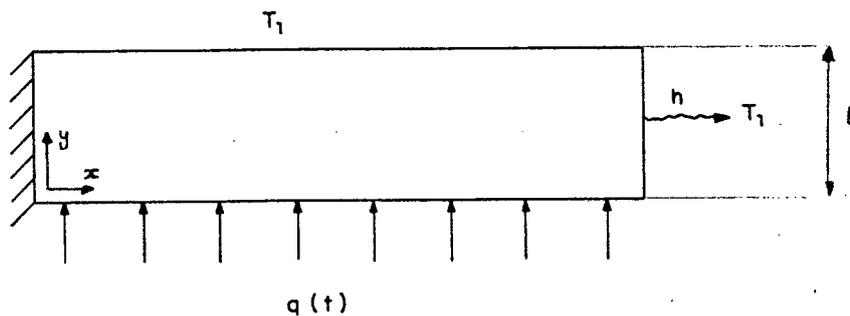


Fig.4.14 - Formulação simplificada do dispositivo.

Parametrizando,

$$\Theta = \frac{T - T_1}{T_1}$$

$$\tau = \frac{\alpha \cdot t}{L^2}$$

$$x = x/L$$

$$y = y/L$$

Chega-se à equação do calor, na forma bidimensional e transiente,

$$\nabla^2 \theta = \frac{\partial \theta}{\partial \tau}$$

Com as seguintes condições de contorno:

$$x = 0 \quad \frac{\partial \theta}{\partial x} = 0$$

$$x = \frac{\ell}{L} \quad \frac{\partial \theta}{\partial x} = -Bi \theta$$

$$y = 0 \quad \frac{\partial \theta}{\partial y} = \frac{q(t)}{\lambda \cdot T_1}$$

$$y = 1 \quad \theta = 0$$

e condição inicial:

$$t = 0 \quad \theta = 0$$

$$\text{onde } Bi = \frac{h \cdot L}{\lambda}$$

Nota-se que a perda de calor na superfície lateral realmente está relacionada com o número de Biot (Bi).

Contudo, sendo gerado uma quantidade de energia constante na placa quente, o fluxo de calor na superfície inferior da amostra ($q(t)$) não é dependente apenas do tempo, mas da relação entre todas as propriedades do dispositivo, suas dimensões e da própria energia gerada.

Dessa forma, em princípio não é possível afirmar que um aumento do número de Biot, através da diminuição da condutividade, resulte em um acréscimo das perdas de calor ao longo do ensaio, tampouco definir dessa maneira algum critério único de encerramento da simulação.

4.4.3.3 - Critério 3 - Análise da Energia Absorvida pela Amostra

Por uma recomendação do Prof. Álvaro T. Prata, testou-se um critério de encerramento relacionado com a energia absorvida pela amostra durante o ensaio.

Simulando o ensaio até atingir o estado estacionário, determina-se a quantidade total de energia absorvida pela amostra. A análise é então realizada em uma nova simulação, até um instante (t') em que a energia absorvida pela amostra atinge uma certa proporção da energia total absorvida até o estado estacionário (calculada na primeira simulação).

Cabe ressaltar que a análise está sendo feita na porção da amostra sobre a placa aquecedora central.

A energia absorvida pela amostra (Q_{abs}) refere-se à energia que entra pela face inferior (Q_{inf}) subtraída da energia que sai pela face superior (Q_{sup}) e pela superfície lateral (Q_{lat}) (Fig. 4.15).

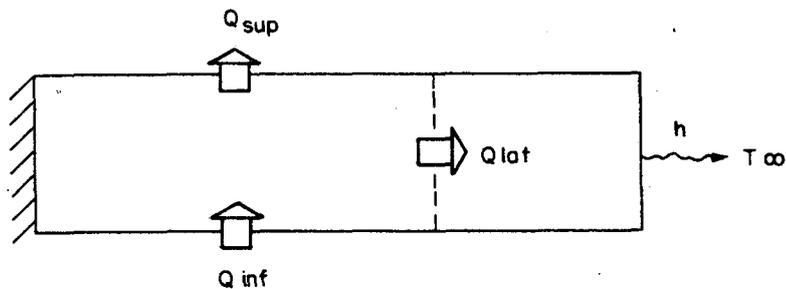


Fig. 4.15 - Balanço de energia na amostra (área de análise = área placa aquecedora central).

Ou seja,

$$Q_{abs} = Q_{inf} - Q_{sup} - Q_{lat} \quad (4.1)$$

A Fig.4.16 mostra os fluxos de calor medidos nas regiões indicadas, notando que a energia absorvida pela amostra (Q_{abs}) refere-se à área pontilhada e a energia perdida pela superfície lateral (Q_{lat}) é igual a área hachurada, até o instante t' .

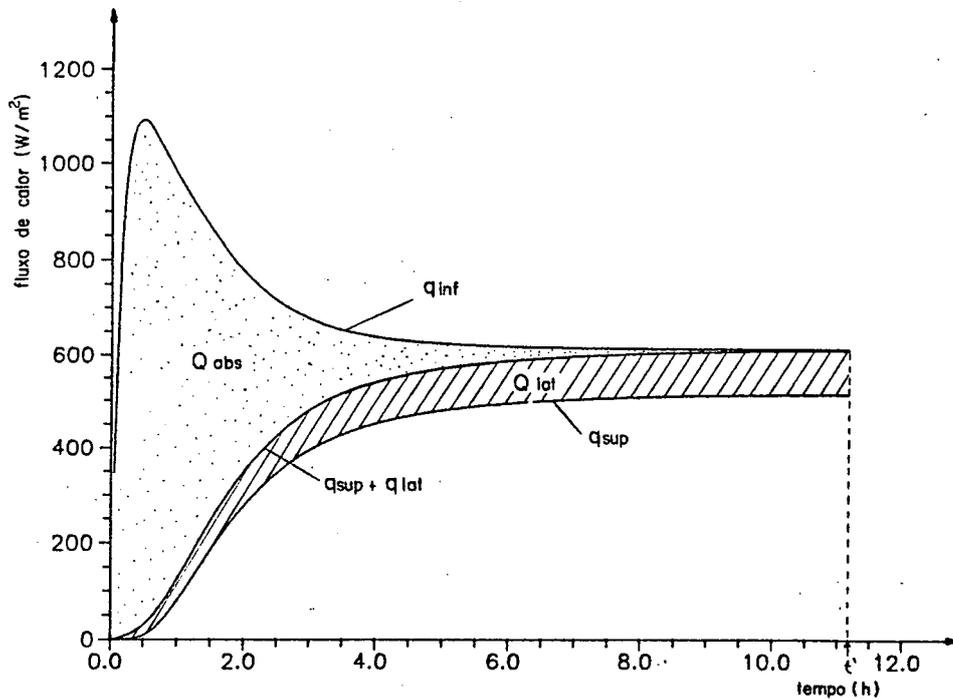


Fig.4.16 - Fluxos de calor em amostra sujeita a uma perda de calor na superfície lateral.

Para complementar essa análise, voltar-se-á à definição do erro na medição do calor específico (ε_c): trata-se de uma relação entre o calor específico medido por meio dos transdutores ($c\text{-TFC}$), e, o calor específico real da amostra ($c\text{-real}$).

$$\varepsilon_c = \left[\frac{c\text{-TFC} - c\text{-real}}{c\text{-real}} \right] \cdot 100 \quad (4.2)$$

O calor específico medido pelos transdutores ($c\text{-TFC}$) pode ser aproximado por uma relação da energia líquida medida por esses transdutores (Q_{TFC}) até o instante t' (já

definido nessa seção), com a variação da temperatura média da amostra até esse instante ($\Delta T'$), e, com a massa (m) da amostra, têm-se:

$$c\text{-TFC} = \frac{Q_{\text{TFC}}}{m \Delta T'} \quad (4.3)$$

E o calor específico real ($c\text{-real}$) é uma relação da energia absorvida pela amostra (Q_{real}) — até atingir o estado de gradiente estacionário —, com a variação de sua temperatura média (ΔT), e, com sua massa (m). Então,

$$c\text{-real} = \frac{Q_{\text{real}}}{m \Delta T} \quad (4.4)$$

Todavia, o calor específico da amostra pode ser determinado sem erro algum, relacionando a energia absorvida pela amostra (Q_{abs}) até o instante t' — conforme já descrito nessa seção — com sua variação da temperatura média ($\Delta T'$), e, com sua massa (m); ficando,

$$c\text{-real} = \frac{Q_{\text{abs}}}{m \Delta T'} \quad (4.5)$$

Substituindo as Eq. 4.3 e 4.5 na Eq. 4.2, têm-se:

$$\varepsilon_c = \left[\frac{Q_{\text{TFC}}}{Q_{\text{abs}}} - 1 \right] \cdot 100 \quad (4.6)$$

Considerando transdutores sem capacidade térmica — apenas para simplificar a análise — a energia medida através dos transdutores (Q_{TFC}) torna-se idêntica à diferença entre as energias computadas nas superfícies superior e inferior da amostra, ou seja:

$$Q_{\text{TFC}} \equiv Q_{\text{inf}} - Q_{\text{sup}} \quad (4.7)$$

Sem haver qualquer alteração dessa equação, pode-se fazer:

$$Q_{\text{TFC}} = Q_{\text{inf}} - Q_{\text{sup}} - Q_{\text{lat}} + Q_{\text{lat}} \quad (4.8)$$

Utilizando a relação descrita na Eq.4.1 a Eq.4.8 pode ser reescrita como:

$$Q_{TFC} = Q_{abs} + Q_{lat} \quad (4.9)$$

Substituindo-se a Eq.4.9 na Eq.4.6 têm-se:

$$\varepsilon_c = \frac{Q_{lat}}{Q_{abs}} \cdot 100 \quad (4.10)$$

Ou seja, a análise do erro na medição do calor específico, eliminando os efeitos dos transdutores, pode ser feita simplesmente através das áreas apresentadas na Fig.4.16. Adotou-se, então, esse critério de encerramento, em função da grande similaridade dos parâmetros envolvidos (Q_{abs} , Q_{lat} , Q_{real}) com o objetivo final da análise: a determinação do erro do calor específico (ε_c).

4.4.3.4 - Verificação da Coerência Física do Critério Adotado

Conforme já comentado, adotou-se o último critério de encerramento da simulação descrito: o critério da energia absorvida pela amostra (critério 3).

Considerou-se encerrada a simulação quando a energia absorvida pela amostra (Q_{abs}) atingisse um valor igual à 99,8% da energia que essa amostra absorveria caso a análise se prolongasse até um tempo infinito (Q_{real}).

Então, para verificar se realmente haveria uma concordância dos resultados com a intuição física, simulou-se a medição do calor específico em duas amostras que diferem apenas no valor de suas condutividades térmicas, sujeitas a uma perda de calor na superfície lateral.

A Fig.4.17 mostra os fluxos de calor simulados através das superfícies superior, inferior e lateral — de uma maneira semelhante à apresentada na Fig.4.16 —, para amostras com condutividades térmicas iguais a 0,6 W/m.K (linha cheia) e 0,3

W/m.K (linha tracejada), respectivamente, e com as demais propriedades semelhantes às descritas na Tabela 4.1. As amostras foram consideradas sem isolamento lateral sujeitas a um coeficiente de convecção igual a $5 \text{ W/m}^2\text{.K}$ e considerou-se os transdutores com áreas idênticas à placa aquecedora central.

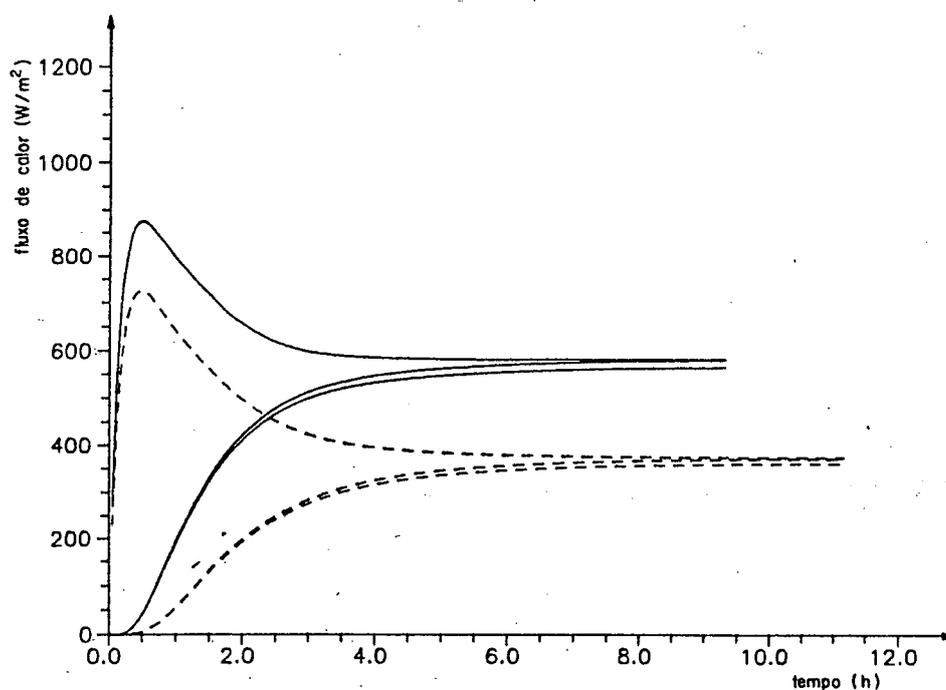


Fig.4.17 - Fluxos de calor para amostra com condutividade térmica igual a $0,6 \text{ W/m.K}$ (linha cheia) e $0,3 \text{ W/m.K}$ (linha tracejada). Área de análise = área placa aquecedora central.

A Tabela 4.3 mostra as energias computadas durante o processo — correspondentes às respectivas áreas — e o erro na determinação do calor específico (ϵ_c) relativo à cada caso.

Tabela 4.3 - Resultados da simulação.

CONDUTIVIDADE TÉRMICA (W/m.K)	TEMPO ANÁLISE (h)	Q _{abs} (J)	Q _{lat} (J)	ε _c (%)
0,3	11,3	53000	3300	6,2
0,6	9,4	48800	4200	8,6

E novamente chegou-se ao mesmo resultado: o erro aumentou com a condutividade térmica da amostra; contrariando, à princípio, a intuição física. Nesse interim, notou-se que a intuição física poderia estar sendo mascarada pelo fato da análise estar sendo realizada somente na região central da amostra, conforme apresentado na Fig.4.15.

Estendeu-se, assim, a região de análise por toda a amostra, conforme mostra a Fig.4.18.

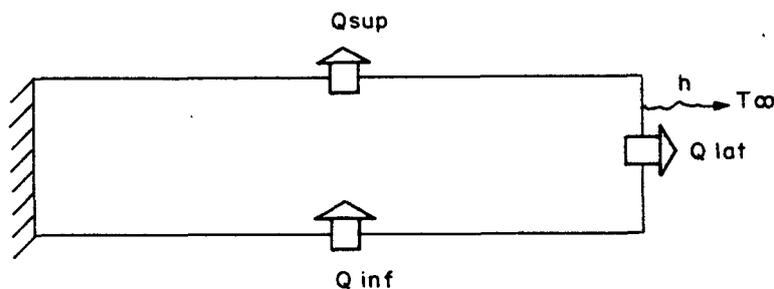


Fig.4.18 - Balanço de energia na amostra (área de análise = área total da placa quente protegida).

Repetiu-se, para essa nova região, a simulação com as amostras com condutividades térmicas de 0,6 W/m.K (linha cheia) e 0,3 W/m.K (linha tracejada), cujos fluxos são mostrados na Fig.4.19, e na Tabela 4.4 as respectivas energias computadas durante o processo.

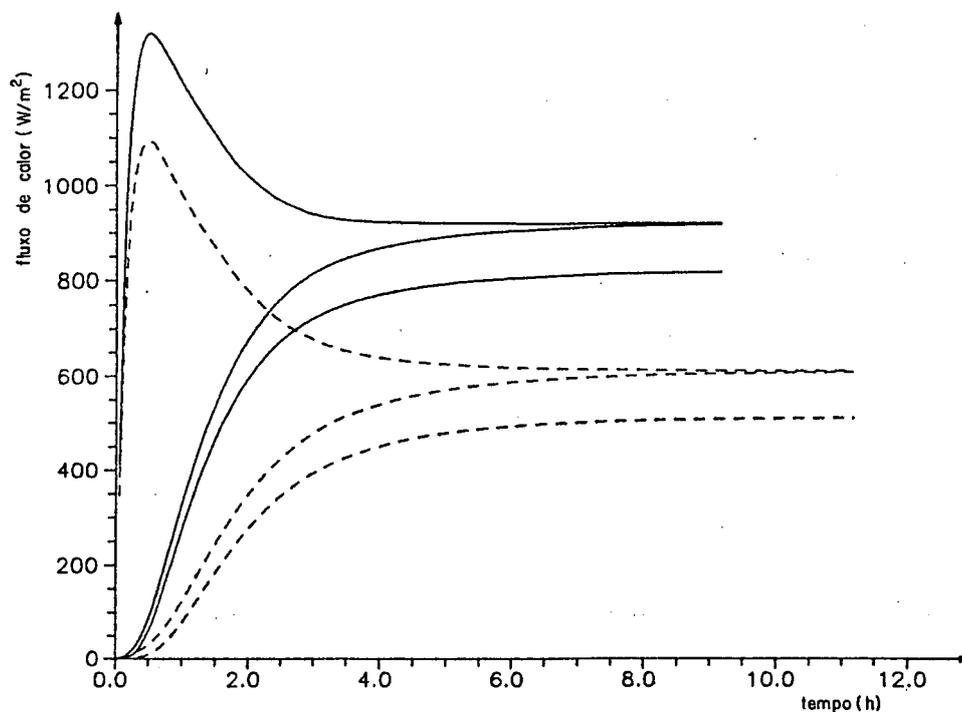


Fig.4.19 - Fluxos de calor para amostra com condutividade térmica igual a 0,6 W/m.K (linha cheia) e 0,3 W/m.K (linha tracejada). Área de análise = área total

Tabela 4.4 - Resultados da simulação.

CONDUTIVIDADE TÉRMICA (W/m.K)	TEMPO ANÁLISE (h)	Q _{abs} (J)	Q _{lat} (J)	ε _c (%)
0,3	11,3	76800	33800	44,0
0,6	9,4	71400	29400	41,1

Finalmente, chegou-se ao resultado esperado: o erro na medição do calor específico aumentou com a condutividade térmica da amostra. Mas, nota-se que essa diferença não é tão significativa. Caso essa análise fosse realizada em um mesmo tempo para os dois casos, o resultado seria inverso.

De fato, através de uma análise da evolução da temperatura média global (\bar{T}_{global}) e da temperatura média na

superfície lateral (\bar{T}_{lat}) de cada amostra (Fig.4.20), pode-se compreender tal fenômeno.

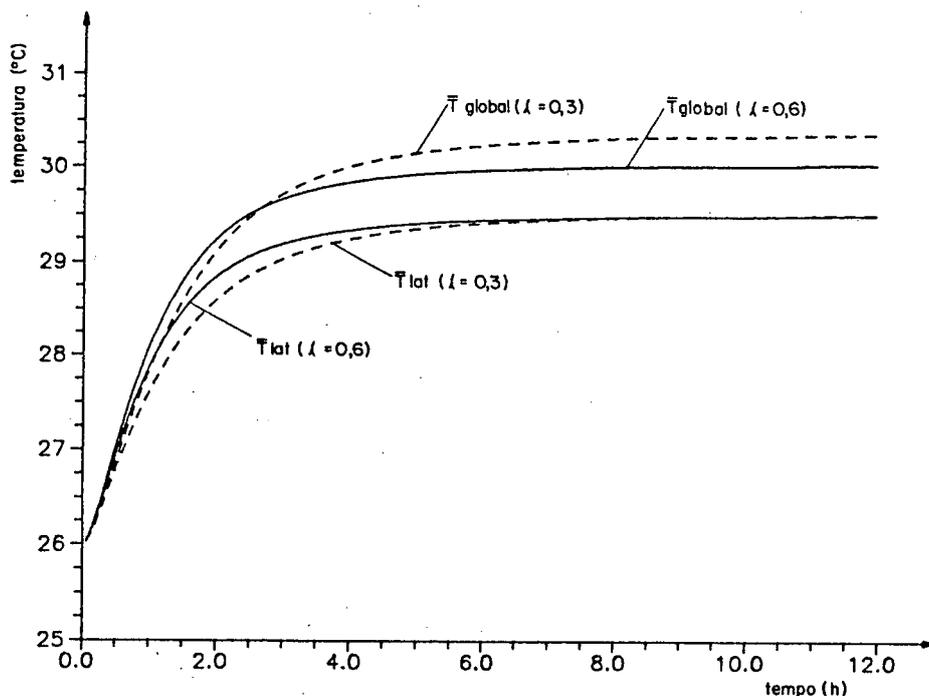


Fig.4.20 - Temperaturas médias globais (\bar{T}_{global}) e temperaturas médias laterais (\bar{T}_{lat}) para amostras com condutividade (λ) igual a 0,6 W/m.K (linhas cheias) e 0,3 W/m.K (linhas tracejadas).

Inicialmente analisando as temperaturas médias globais (\bar{T}_{global}), nota-se que a amostra com menor condutividade térmica ($\lambda = 0,3$; linha tracejada) atinge uma temperatura mais elevada. De fato, sendo a geração de calor idêntica para os dois casos, uma menor condutividade térmica da amostra causa um aumento da temperatura do dispositivo. Como consequência, essa amostra deverá absorver uma maior quantidade de energia (Q_{abs} , Tabela 4.4) para manter a capacidade térmica idêntica à amostra de maior condutividade.

Mas, apesar da temperatura média global (\bar{T}_{global}) da amostra mais condutora ser menor, sua temperatura média na superfície lateral (\bar{T}_{lat}) mantém-se maior durante toda a

simulação, comparada com a amostra de menor condutividade térmica (Vide Fig.4.20).

Como a perda de calor lateral é dependente apenas da temperatura lateral, para um mesmo intervalo de tempo existe uma maior fuga de calor na amostra condutora. Ora, mas para a amostra mais condutora o tempo de ensaio é menor (apenas 9 horas) e a essa quantidade de energia perdida (Q_{lat}), não chega a ultrapassar àquela perdida pela amostra com menor condutividade (Vide Tabela 4.4), causando, conseqüentemente, um erro menor na medição do calor específico.

A Fig.4.21 compara as isotermas de uma amostra com condutividade térmica igual a $0,6 \text{ W/m.K}$ (linha cheia) com outra amostra com condutividade igual a $0,3 \text{ W/m.K}$ (linha tracejada). As amostras estão sujeitas a um coeficiente de convecção igual a $5 \text{ W/m}^2.\text{K}$ e temperatura ambiente idêntica à temperatura da placa fria (T_1).

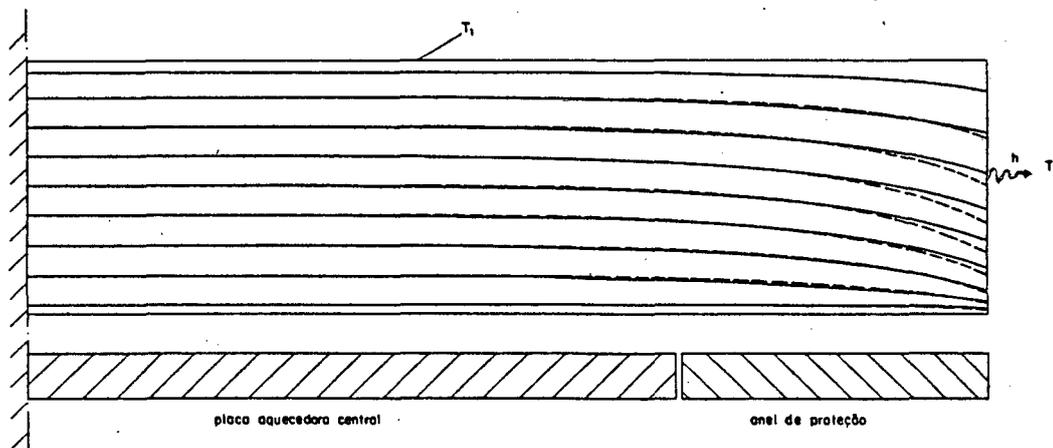


Fig.4.21 - Isotermas em amostras — sujeitas a perda de calor lateral — com condutividades térmicas igual a $0,6 \text{ W/m.K}$ (linha cheia) e $0,3 \text{ W/m.K}$ (linha tracejada).

Essa figura mostrou-se fundamental para a compreensão dos fenômenos envolvidos. Inicialmente uma análise da Fig.4.20 mostra que no instante final da simulação, as temperaturas médias superficiais das amostras atingiram valores quase que idênticos. Isso significa que os fluxos de calor perdidos na superfície lateral da amostra são semelhantes.

Voltando à Fig.4.21, pode-se notar que na amostra mais isolante (linhas tracejadas) os desvios nas isotermas são mais acentuados, comparado com a amostra mais condutora. Mas isso ocorre apenas na região lateral. Em uma região mais central, essas isotermas tornam-se mais estabilizadas.

Isso significa que a perturbação causada pela fuga lateral não está afetando essa região; ou seja, os fluxos de calor no sentido horizontal — para a amostra mais isolante — são inferiores aos fluxos que ocorrem em uma amostra mais condutora.

Esse fenômeno justifica os resultados anteriores, *i.e.*, em uma região mais central existe uma fuga de calor (Q_{lat}) mais intensa para uma amostra mais condutora.

Aliado ao fato da energia absorvida por uma amostra mais condutora (Q_{abs}) ser inferior — pois sua temperatura global média é menor — o erro na medição do calor específico, corretamente, aumenta com a condutividade térmica da amostra quando analisado em regiões mais centrais. Esse fenômeno será melhor explorado na seção seguinte.

Mas enfim, o critério de encerramento da simulação, baseado na energia absorvida pela amostra está fisicamente coerente. Fez-se, ainda, essa mesma análise para o primeiro critério de encerramento testado. Apesar de se obter resultados semelhantes, optou-se por realizar nessa análise numérica o critério da energia, visto este melhor aproximar-se do objetivo proposto: a análise de um erro que está diretamente relacionado com a quantidade de energia absorvida pela amostra.

4.4.4 - ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DE DIVERSOS PARÂMETROS NA MEDIÇÃO DO CALOR ESPECÍFICO

4.4.4.1 - Influência do Isolamento Lateral da Amostra

Conforme já descrito na seção anterior, procurou-se determinar a influência, na medição do calor específico, de uma fuga de calor na superfície lateral da amostra. Determinou-se, para a maioria dos resultados que serão apresentados, o erro percentual na medição do calor específico (ϵ_c) utilizando-se um transdutor de fluxo de calor com área idêntica à placa aquecedora central.

Isso devido ao fato dessas simulações serem iniciadas em uma época onde as medições experimentais estavam sendo realizadas utilizando-se transdutores de fluxo de calor com essa dimensão.

A Fig.4.22 refere-se a simulação de amostras de vários materiais, com espessuras de 60 mm, sem isolamento lateral, sujeitas a vários coeficientes de convecção, estando o meio ambiente a uma temperatura de 26°C (conforme descrito na Tabela 4.1, seção 4.3).

A temperatura da placa fria é igual a 26°C e as amostras atingem uma temperatura média em torno de 30°C, dependendo de sua condutividade térmica.

Como esperado, o erro na medição do calor específico (ϵ_c) aumenta com o coeficiente de convecção (h), pois há um acréscimo das perdas de calor na superfície lateral (Vide Seção 4.4.3). O erro também aumenta com a difusividade térmica dos materiais (Tabela 4.1). Mas, esse fato não é conclusivo, pois existe uma dependência com as propriedades físicas, dimensões, e demais parâmetros envolvidos no dispositivo, conforme visto na seção anterior.

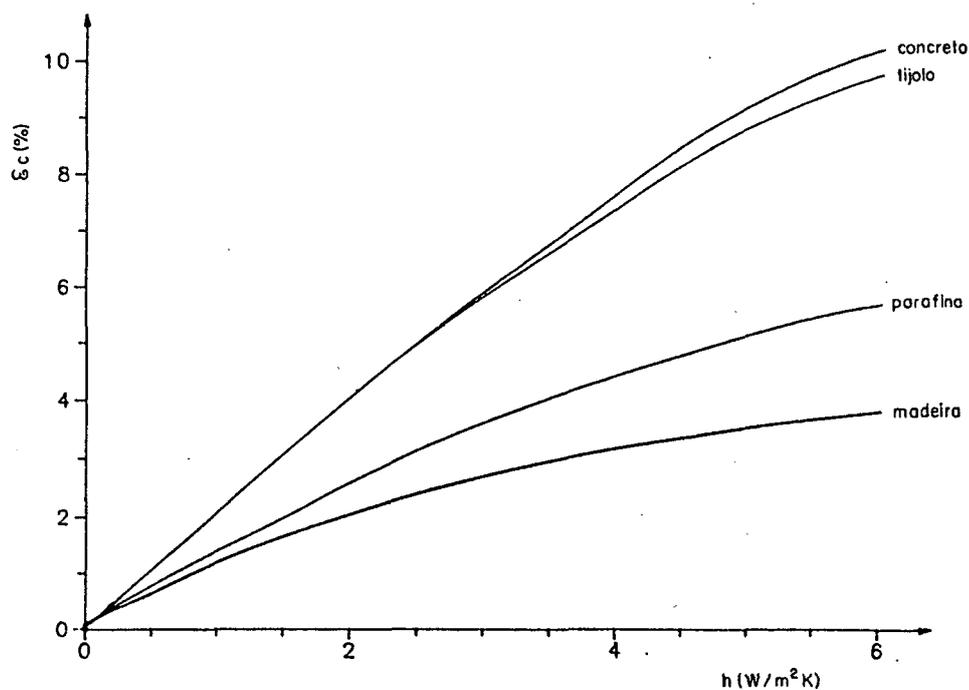


Fig.4.22 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) para amostras sem isolamento lateral, em função do coeficiente de convecção (h).

Procurou-se, contudo, verificar se essa análise poderia ser generalizada em termos da difusividade térmica da amostra. Verificou-se que o erro diminui com a capacidade térmica em uma proporção inferior ao seu acréscimo com a condutividade. Dessa maneira, não foi possível generalizar essa análise.

Na Fig.4.23 analisa-se a influência da temperatura ambiente na medição do calor específico de uma amostra de parafina, espessura de 60 mm, sem isolamento lateral, sujeita a um coeficiente de convecção igual à $5 \text{ W/m}^2\text{K}$. Novamente simulou-se um transdutor com dimensões idênticas às da placa aquecedora central.

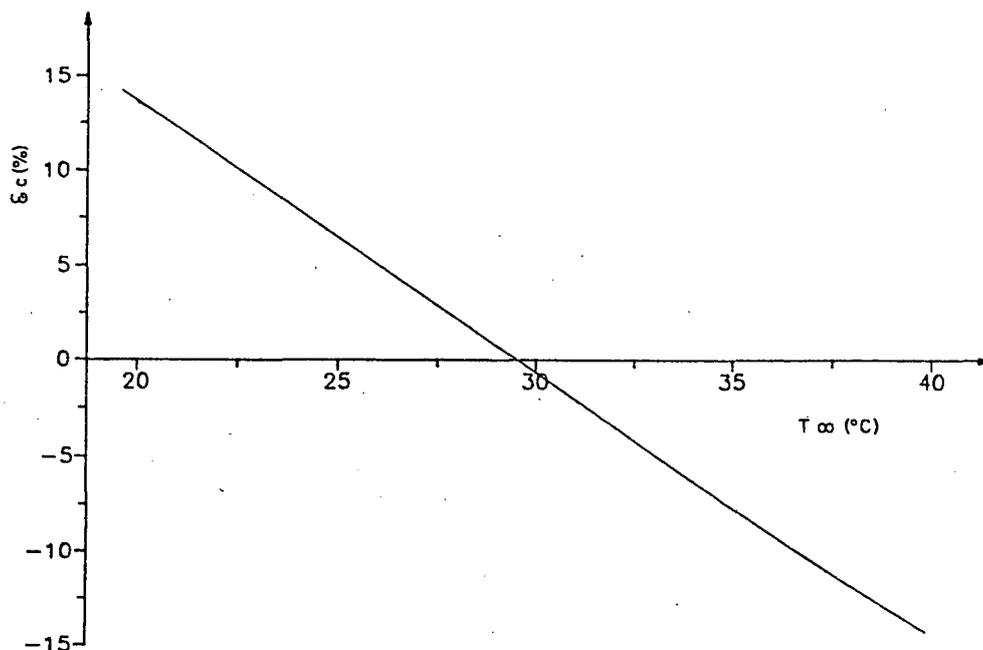


Fig.4.23 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) para amostras sem isolamento lateral, em função da temperatura ambiente (T_∞).

Nota-se que o erro atinge um valor nulo, que representa a temperatura média superficial efetiva da amostra durante o ensaio, *i.e.*, uma temperatura equivalente à média ao longo do ensaio da temperatura média superficial da amostra.

Abaixo dessa temperatura há uma perda de calor na amostra, causando um acréscimo do calor específico medido. Acima dessa temperatura o fenômeno é inverso. Obviamente a temperatura ambiente ideal é essa temperatura média superficial efetiva.

Procurou-se, também, analisar a influência de um isolamento térmico na superfície lateral da amostra. Na Fig.4.24 são apresentados os erros na medição do calor específico (ϵ_c) em função da espessura de um isolante de EPS (L-isol), nas condições gerais descritas na Tabela 4.1, para amostras de parafina com diferentes espessuras (L-am).

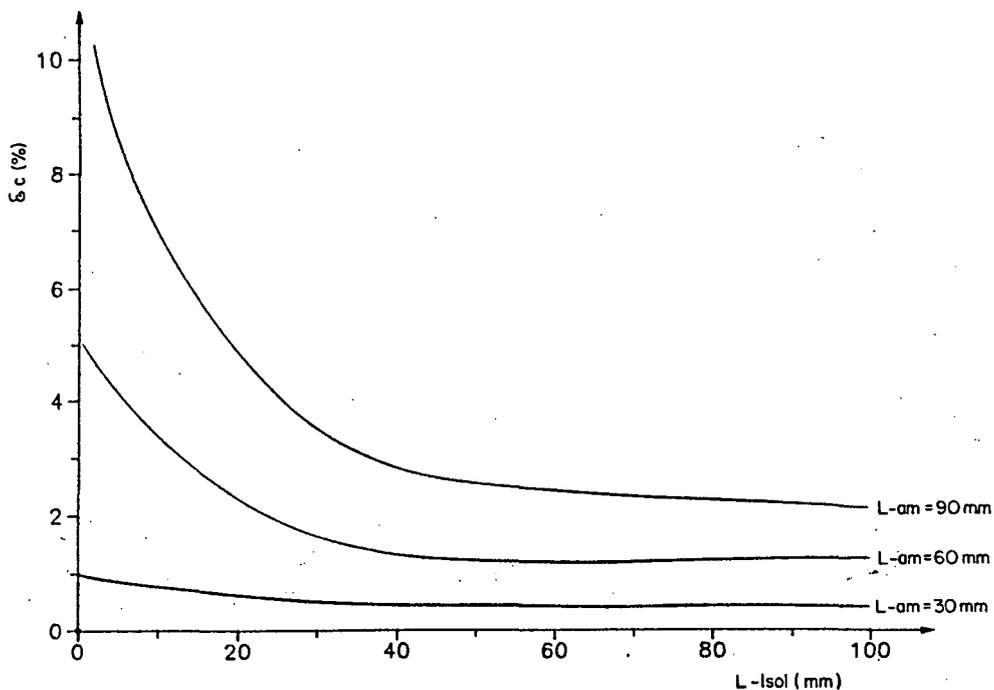


Fig.4.24 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função da espessura do isolamento lateral (L_{-isol}).

Como previsto, o erro decresce com o aumento da espessura do isolamento, pois há um maior bloqueio das fugas laterais. Nota-se, contudo, que o erro tende a estabilizar com o aumento da espessura do isolamento. Isso ocorre devido à energia que o próprio isolante absorve, visto o mesmo possuir uma certa capacidade térmica. Simulando um isolamento sem capacidade térmica, não ocorre tal fenômeno: o erro tende a zero quando se aumenta a espessura do isolamento.

A Fig.4.24 mostra, também, que o erro aumenta com a espessura da amostra. De fato, em uma amostra mais espessa existe uma maior área de fuga de calor na superfície lateral, incrementando as fugas de calor e conseqüentemente o erro ϵ_c .

Já na Fig.4.25 procurou-se analisar a influência da largura do transdutor (L_{-TFC} medida à partir do centro da placa

quente), na medição do calor específico de amostras sem isolamento lateral, sujeitas à um coeficiente de convecção igual à $5 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$, temperatura ambiente idêntica à placa fria (26°C), diferentes condutividades térmicas (λ), mas mesmas capacidades térmicas.

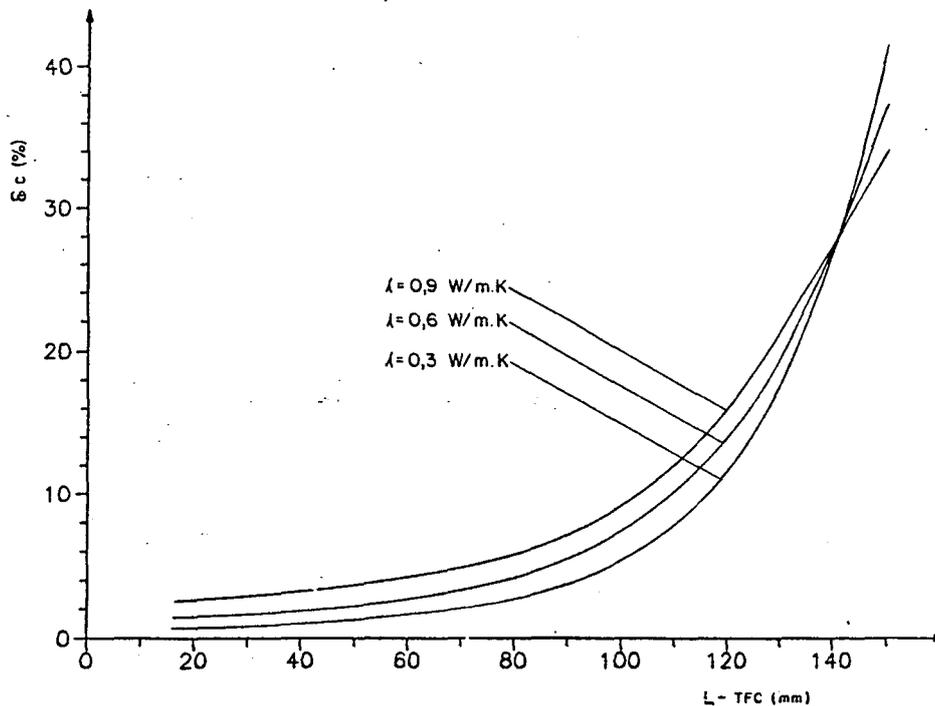


Fig.4.25 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) para amostras sem isolamento lateral, em função do tamanho dos transdutores (L-TFC).

Como previsto, o erro (ϵ_c) aumenta com a largura do transdutor (L-TFC). Quanto maior o transdutor, maior é a influência das perdas de calor laterais, aumentando o erro na medição do calor específico.

Nessa figura, ainda pode-se analisar a influência da condutividade térmica da amostra (λ). Nota-se que, para transdutores com dimensões inferiores à placa quente protegida há um acréscimo do erro (ϵ_c) com a condutividade. À medida que a dimensão do transdutor aproxima-se da dimensão total da placa quente, há uma inversão dessa tendência.

A causa desse fenômeno foi discutida na seção anterior. Está relacionado com um acréscimo do fluxo de calor no sentido horizontal, quando aumenta-se a condutividade térmica da amostra. Nota-se uma forte dependência do tamanho do transdutor na geração de erro de medição.

Então, para evitar erros gerados por fuga de calor na superfície lateral, deve-se utilizar transdutores com pequenas dimensões. Como limitação, os transdutores devem apresentar dimensões suficientemente grandes para compensar as não-homogeneidades da amostra.

De fato, conforme Philippi [28], isto está de acordo com a Norma Técnica AFNORNFT56-124 — regulamentando a medição da condutividade térmica utilizando TFC — que indica transdutores com dimensões inferiores às placas quente e fria.

Quanto ao isolamento, espessuras em torno de 50 mm já eliminam grande parcela das fugas de calor, mesmo para grandes espessuras de amostra.

No caso de medições em materiais isolantes, tentar isolar lateralmente a amostra através de material com mesma condutividade térmica, retorna-se a um problema semelhante ao apresentado na última figura: ocorre simplesmente um acréscimo da largura da amostra (e com o agravante da placa quente conservar as mesmas dimensões). Como solução, novamente sugere-se utilizar transdutores com pequenas dimensões, para não sofrerem demasiada influência dos fenômenos que ocorrem na região lateral.

4.4.4.2 - Influência da Diferença de Temperaturas entre Placa Aquecedora Central e Anel de Proteção

Conforme descrito no capítulo anterior, há uma certa dificuldade na equalização, ao longo do tempo, das temperaturas da placa aquecedora central e anel de proteção.

A preocupação, quanto à esse fato, pode ser igualmente encontrada na análise realizada por Troussart [29], mostrada no Capítulo 2. Troussart procurou determinar — através de uma

simulação numérica — a influência desse fenômeno na medição da condutividade térmica.

Nesse linha, procurou-se, no presente trabalho, determinar a influência desse fenômeno na medição do calor específico. Sendo esse método transiente, conseqüentemente apresentando maiores dificuldades para a equalização dessas temperaturas, essa análise reveste-se de fundamental importância.

Simulou-se, inicialmente, o erro na medição do calor específico (ϵ_c) para amostras de diferentes materiais, em função da diferença de temperatura — ao longo do ensaio — entre a placa aquecedora central e o anel de proteção ($\Delta T_{\text{placa-anel}}$).

Nesta análise considerou-se amostras com espessura de 60 mm, com condições de contorno de fluxo nulo nas superfícies laterais e transdutores com dimensões idênticas à placa aquecedora central. Os resultados são apresentados na Fig.4.26.

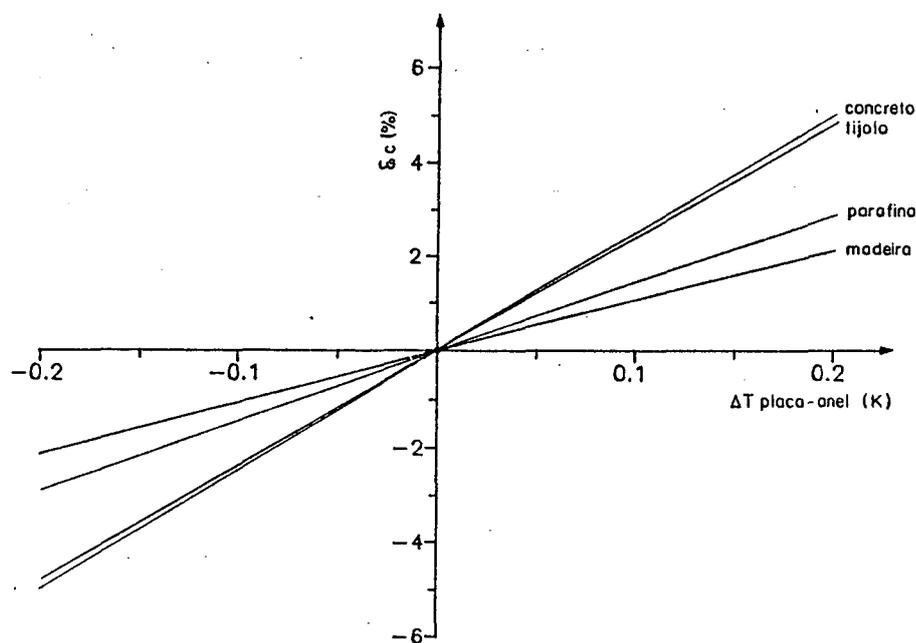


Fig.4.25 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c), em função da diferença de temperatura entre a placa aquecedora central e o anel de proteção ($\Delta T_{\text{placa-anel}}$).

Sendo a temperatura do anel de proteção menor que a temperatura da placa central, há uma fuga de calor na região lateral da amostra semelhante à apresentada na seção anterior. Como consequência, o calor específico medido indicará um valor superior ao real.

No sentido inverso, com a temperatura do anel de proteção maior que a temperatura da placa central, a amostra recebe calor através de sua região lateral. Nota-se, inclusive, que no estado final - de gradiente estacionário - o fluxo de calor medido pelo transdutor superior ultrapassa áquele medido pelo transdutor inferior. Como consequência, a energia líquida — medida pelos transdutores — indica um valor menor, e, o calor específico medido indicará um valor inferior ao real.

A Fig.4.26 ainda mostra esse efeito em amostras de diferentes materiais. Novamente, existe a tendência do erro (ϵ_c) aumentar com a difusividade térmica dos materiais (Tabela 4.1).

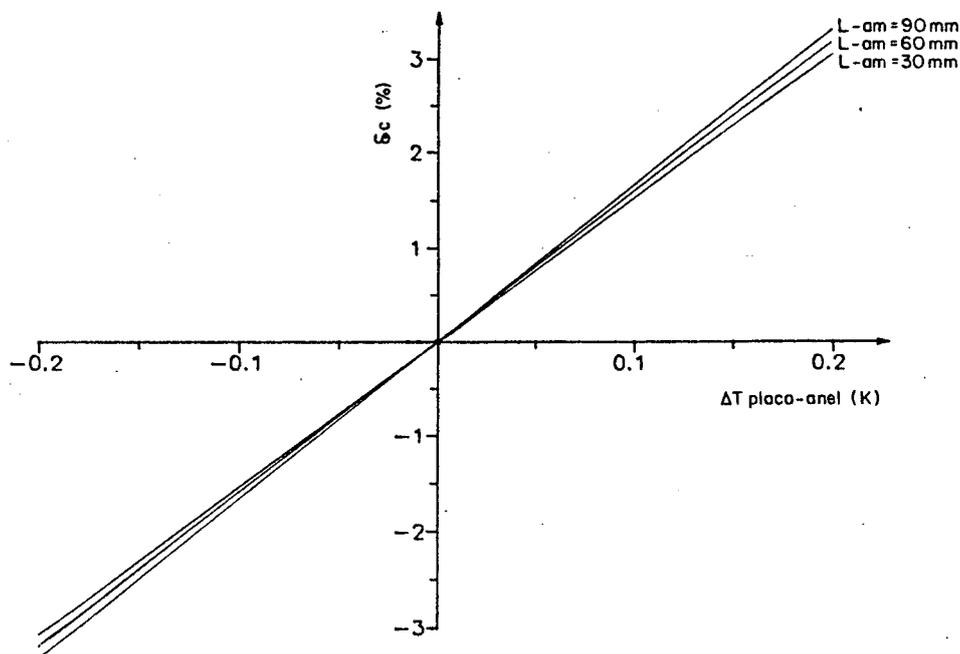


Fig.4.27 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função da diferença de temperatura entre a placa aquecedora central e o anel de proteção ($\Delta T_{\text{placa-anel}}$) para várias espessuras de amostra (L-am).

Já a Fig.4.27 mostra a relação existente entre o erro na medição do calor específico (ξ_c) e a espessura (L_{am}) de uma amostra de parafina quando existe uma diferença de temperatura entre a placa central e o anel de proteção ($\Delta T_{placa-anel}$). Nessa análise ainda considerou-se os transdutores com dimensões idênticas à placa aquecedora central.

Essa análise mostra a pouca influência da espessura da amostra. Para melhor compreender esse fenômeno apresenta-se na Fig.4.28 as isotermas (linhas tracejadas) em uma amostra de parafina (espessura = 60 mm, $\Delta T_{placa-anel} = 0,2$ K) comparadas com um caso onde $\Delta T_{placa-anel} = 0$ (linha cheia).

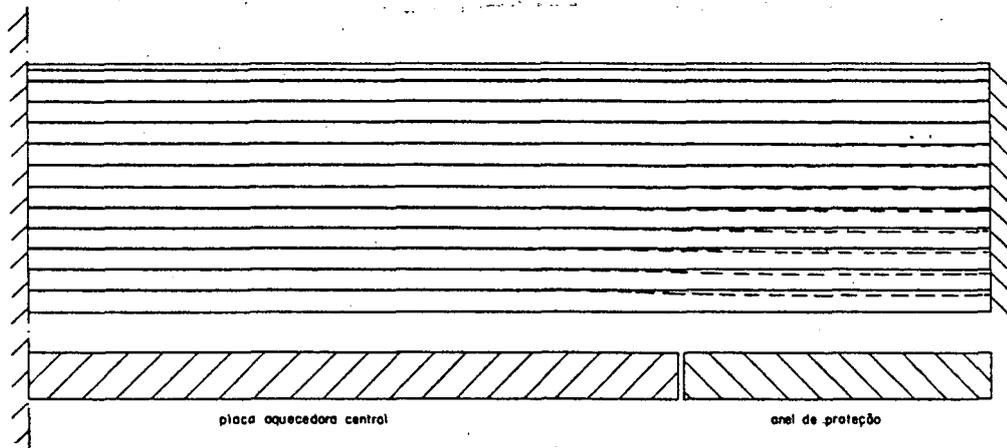


Fig.4.28 - Isotermas de amostra sujeita a uma diferença de temperatura entre anel de proteção e placa central igual à 0,2 K (linha tracejada) e um valor nulo (linha cheia).

Pode-se notar que os desvios são mínimos, e acontecem em regiões adjacentes à interface entre a placa aquecedora central e o anel de proteção, sendo poucos sensibilizados pela espessura da amostra.

A Fig.4.29 mostra a relação existente entre o erro na medição do calor específico (ϵ_c), a largura dos transdutores (L-TFC) — medida à partir do centro do dispositivo — e a condutividade térmica (λ) de amostras com mesmas capacidades térmicas e dimensões, quando sujeitas à uma diferença de 0,2 K entre a placa central e o anel de proteção.

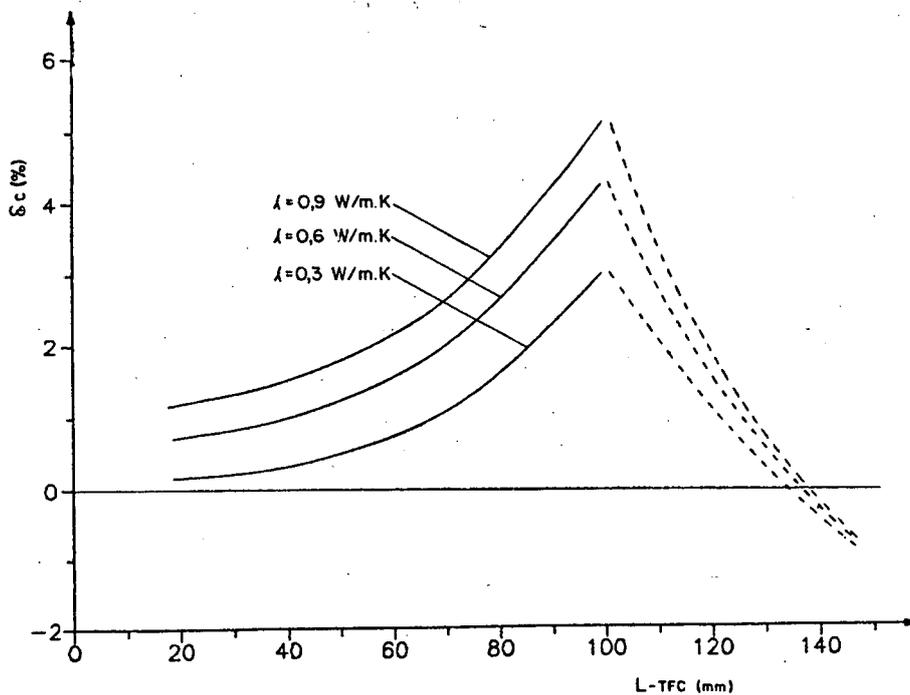


Fig.4.29 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função do tamanho dos transdutores (L-TFC) para amostras com diferentes condutividades térmicas (λ).

Inicialmente a Fig.4.29 mostra que o erro (ϵ_c) aumenta à medida que as dimensões dos transdutores se aproximam das dimensões da placa aquecedora central.

Apesar da análise de transdutores com dimensões superiores à placa aquecedora central não possuir uma aplicação prática, simulou-se transdutores com tais dimensões para tentar melhor compreender os fenômenos envolvidos.

Nota-se, então, que nessa região o erro diminui. De fato, como se simulou o dispositivo completamente isolado do meio ambiente, todo o fluxo de calor que deixa a superfície inferior da amostra, atinge a superfície superior da mesma. Dessa forma, utilizando transdutores com dimensões idênticas à placa quente protegida (150 mm), todo o fluxo de calor seria computado e o erro na medição do calor específico (ϵ_c) deveria ser nulo.

Mas, como se pode notar, o erro (ϵ_c) atinge valores negativos. A explicação desse fenômeno encontra-se na definição da temperatura média da amostra.

Conforme mostrado, o calor específico é calculado utilizando-se a quantidade de energia medida pelos transdutores, e a diferença entre a temperatura média da amostra no estado de regime permanente (estado 1) e a temperatura média no estado estacionário (estado 2).

Essa temperatura média no estado 2 é calculada através da média aritmética das temperaturas superficiais da amostra apenas na região central (simula-se, dessa forma, o experimento real).

No caso apresentado na Fig.4.29, essa temperatura atinge valores superiores à temperatura média global da amostra, pois na região lateral as temperaturas são menores (em função da diferença de temperatura entre anel de proteção e placa central).

Utilizando transdutores com grandes dimensões ($L_{TFC} = 150$ mm), mede-se a energia absorvida por toda a amostra, mas no cálculo do calor específico utiliza-se a variação da temperatura média somente da região central da amostra, que é superior à variação da temperatura média de toda a amostra. Dessa forma, o calor específico calculado atinge, falsamente, valores inferiores ao real.

Quanto à variação com a condutividade térmica da amostra, a explicação é idêntica à apresentada nas seções anteriores.

4.4.4.3 - Influência da Não-Planicidade da Placa Quente Protegida

Em função de uma não planicidade das superfícies da placa quente protegida, procurou-se analisar a influência desse fenômeno na medição do calor específico, conforme descrito na seção 4.3.2.

Apresenta-se o erro na medição do calor específico para amostras de diferentes materiais, com espessura de 60 mm, completamente isoladas do meio ambiente, em função de diferentes espessuras da dimensão máxima da folga (b) devido a não-planicidade da placa quente, conforme apresentado na seção 4.3.2. A dimensão de a foi mantida em 5 % da dimensão de b . Novamente, nessa análise (Fig.4.30) empregou-se transdutores com área de medição idêntica à placa aquecedora central.

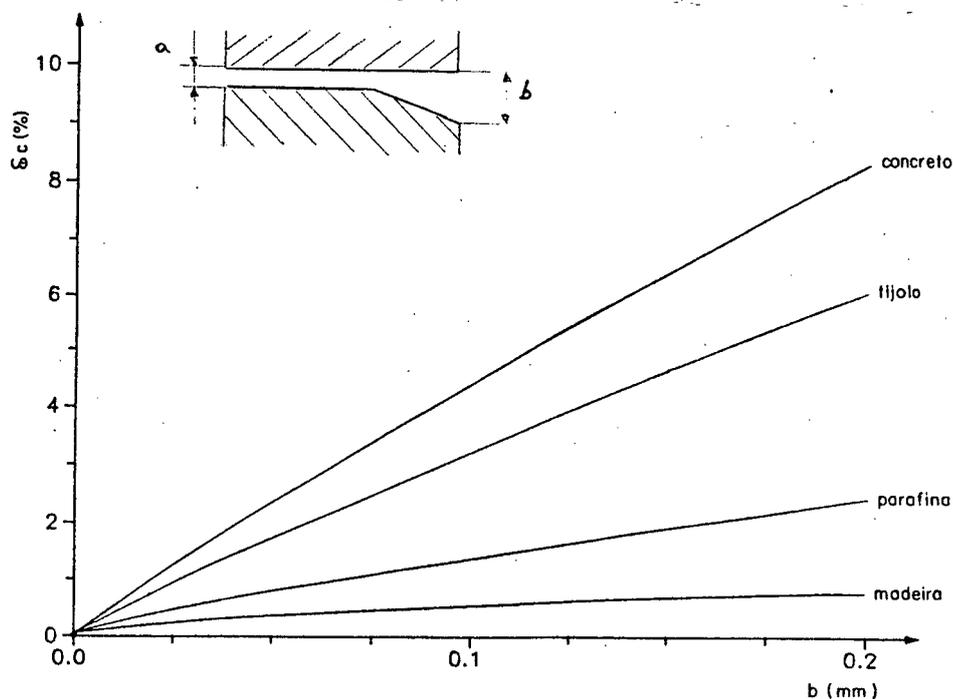


Fig.4.30 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função da dimensão máxima da folga (b).

Os resultados são semelhantes aos apresentados nas seções anteriores, notando-se que há uma forte influência desse desvio de planicidade na formação de erros de medição. O comportamento para os diferentes materiais também é semelhante ao já apresentado: o erro (ϵ_c) apresenta uma tendência em crescer com a difusividade térmica da amostra.

Simulou-se, também, a influência da espessura da amostra, e encontrou-se valores semelhantes ao caso apresentado na seção anterior, *i.e.*, não ocorre uma variação significativa do erro (ϵ_c) em função da espessura da amostra.

Da mesma forma, os resultados referentes à simulação de diferentes dimensões de transdutores para o caso analisado nessa seção (folga de ar) foram semelhantes aos respectivos resultados apresentados na seção anterior. Novamente, transdutores com maiores dimensões sofreram maiores influências dos fenômenos de borda.

4.4.4.4 - Influência da Geração de Calor nas Espiras do Transdutor Tipo Espira

O problema encontrado na primeira etapa de ensaios, onde o fluxo de calor medido pelo transdutor superior atingia valores superiores àquele medido pelo transdutor inferior, levou à análise da influência da geração de calor nas espiras de cobre dos transdutores tipo espira.

Simulando a medição do calor específico de uma amostra de parafina — com uma geração de calor na espira conforme descrito na seção 4.3.3 —, verificou-se a influência nos fluxos de calor simulados nos transdutores e no valor obtido do calor específico. A influência, nos dois parâmetros, ficou em torno de 0,1%, portanto desprezível.

Poderia ocorrer uma influência mais significativa durante a calibração desses transdutores. Mas, durante a calibração, deixou-se a Ponte de Wheatstone desligada entre cada medição efetuada. Durante o pequeno intervalo de tempo de leitura não seria possível ocorrer qualquer aquecimento indesejável.

4.4.5 - ALGUNS COMENTÁRIOS SOBRE A SIMULAÇÃO DA MEDIÇÃO DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA

A análise numérica até aqui descrita, teve como objetivo principal a análise da medição do calor específico. Mas, analisou-se conjuntamente a influência dos diversos fatores apresentados, na medição da condutividade empregando os transdutores de fluxo de calor.

Confirmou-se a grande vantagem em determinar a condutividade térmica utilizando a média entre os fluxos de calor medidos pelos transdutores; não apenas para diminuição do tempo de ensaio, mas principalmente pela possibilidade de minimização de erros gerados pelos diversos fatores apresentados.

Notou-se que para casos onde ocorria fuga de calor nas superfícies laterais da amostra, a condutividade térmica determinada pelos transdutores superior e inferior era respectivamente, subestimada e superestimada em até 3% (amostra de parafina, espessura de 60 mm, sem isolamento lateral, coeficiente de convecção igual à $5 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ e transdutor com área idêntica à placa aquecedora central). Caso a condutividade térmica fosse determinada através da média desses fluxos, o valor reduzia-se a 0,2%, ou seja, valores próximos à própria incerteza do método numérico.

Foi possível notar um pequeno decréscimo do erro na medição da condutividade quando utilizando transdutores com menores áreas de medição.

4.4.6 - UMA ANÁLISE DA REDUÇÃO DO TEMPO DE ENSAIO

Conforme visto na seção 3.8, são duas as possibilidades de diminuição do tempo de ensaio na determinação do calor específico e condutividade térmica.

Primeiramente existe a possibilidade dessas propriedades serem determinadas ao longo do ensaio. De

Ponte [14] sugere que a condutividade térmica seja determinada através da média dos fluxos de calor registrados pelos transdutores superior e inferior. O calor específico será calculado ao longo do ensaio, de maneira idêntica à descrita até então.

A segunda possibilidade de diminuição do tempo de ensaio consiste em manter constante a temperatura da placa quente, através de sistemas controladores de temperatura.

A Fig.4.31 mostra os erros percentuais na medição da condutividade térmica (ϵ_λ), em relação ao tempo, quando utilizada uma placa quente com temperatura constante (linha tracejada), e, uma placa quente normal, com geração de calor constante (linha contínua).

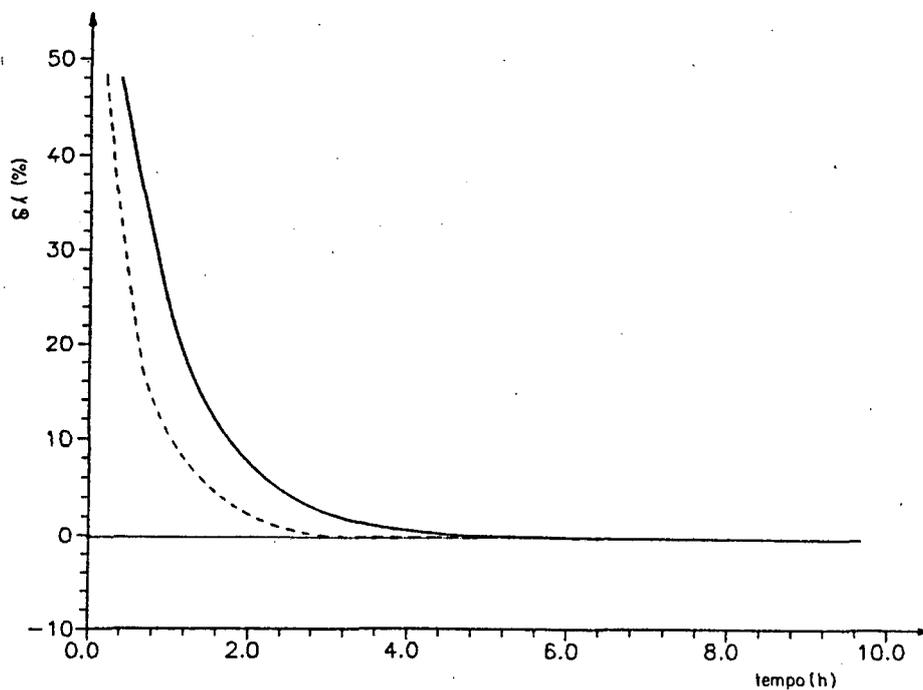


Fig.4.31 - Erro na medição da condutividade térmica (ϵ_λ) em função do tempo de ensaio, utilizando-se placa quente com temperatura constante (linha tracejada) e fluxo constante (linha contínua).

Nota-se que realmente há uma apreciável diminuição do tempo de ensaio quando utilizada uma placa quente com temperatura constante.

A diminuição da condutividade térmica através da média dos fluxos de calor também permite uma sensível diminuição do tempo de ensaio, sem comprometer a exatidão dos resultados.

Na Fig.4.32 são mostrados os erros percentuais na medição do calor específico, em relação ao tempo, quando utilizada uma placa quente com temperatura constante (linha tracejada), e, uma placa quente normal, com geração de calor constante (linha contínua).

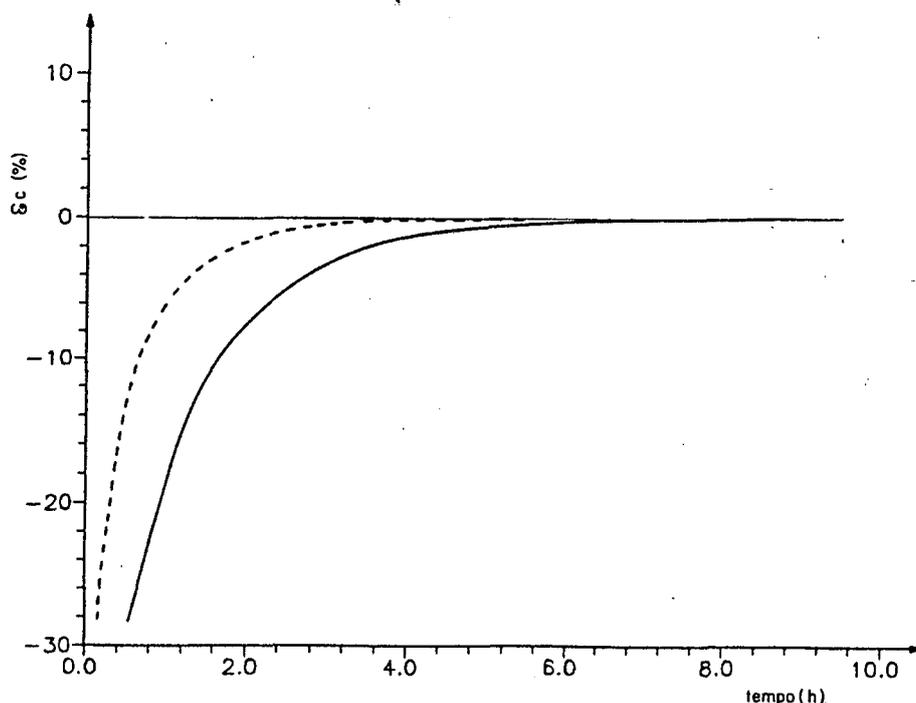


Fig.4.32 - Erro na medição do calor específico (ϵ_c) em função do tempo de ensaio, utilizando-se placa quente com temperatura constante (linha tracejada) e fluxo constante (linha contínua).

Esse caso requer uma análise mais detalhada. Nota-se que realmente há um decréscimo no tempo de ensaio quando se utiliza uma placa quente com temperatura constante.

Quanto ao método de determinar a propriedade ao longo do ensaio, nota-se que sempre existe um erro residual atingindo o valor nulo apenas no instante final do ensaio.

Isto significa que é possível determinar o calor específico antes do término do ensaio, desde que o erro inerente a esse fato seja assumido como incerteza do resultado.

4.5 - ALGUNS COMENTÁRIOS SOBRE A ANÁLISE NUMÉRICA

A simulação numérica de um dispositivo experimental jamais consegue abranger toda a complexidade do fenômeno físico real. Mostra-se, contudo, uma ferramenta versátil para uma análise qualitativa de processos envolvidos.

No presente caso, a simulação do dispositivo de medição do calor específico e condutividade térmica, alcançou primeiramente, o mérito de uma boa aproximação dos fenômenos físicos reais que ocorrem no dispositivo.

A busca por critérios de encerramento da simulação conduziu a uma melhor compreensão dos problemas envolvidos no encerramento do próprio experimento real. Em vista do critério utilizado no encerramento da simulação comportar-se de maneira semelhante ao critério utilizado no encerramento da experimentação (análise da evolução da diferença entre os fluxos de calor), sugere-se adotar este último em função de sua viabilidade prática.

Quanto à análise da influência dos diversos parâmetros envolvidos, têm-se como o resultado mais importante dessa simulação, a constatação da grande influência da dimensão da região de medição dos transdutores. Este fato influenciou a condução do experimento real, levando à construção de novos transdutores de fluxo de calor, com dimensões menores.

As fugas de calor nas superfícies laterais mostraram-se causas importantes de erros na medição do calor

específico, em função de seu efeito ser integrado no tempo, crescendo, dessa forma, continuamente o erro durante o ensaio.

Deve-se, então, minimizar essas perdas de calor, seja através de isolamento térmico lateral, controlando a temperatura do meio ambiente, ou ainda utilizando amostras com pequenas espessuras.

A não-planicidade das superfícies da placa quente e o desbalanceamento entre as temperaturas da placa central e do anel de proteção, também se mostraram como geradores apreciáveis de erros na medição do calor específico. De uma maneira geral, os erros aumentaram com a difusividade térmica da amostra. Para obter boa exatidão nos resultados deve-se ficar atento à esses parâmetros. Mas, enfim, para todos os parâmetros analisados, a redução da área de medição dos transdutores mostrou-se sempre recomendável.

Quanto à medição da condutividade térmica, recomenda-se utilizar a média dos fluxos de calor medidos pelos transdutores, uma vez que esta não se mostrou muito suscetível à influência dos diversos fatores analisados.

A análise numérica indicou a possibilidade de uma diminuição significativa do tempo de medição destas propriedades térmicas — em torno da metade — , caso se mantivesse constante a temperatura da placa quente.

CAPÍTULO 5

COMENTÁRIOS FINAIS

O trabalho associado ao desenvolvimento da presente dissertação permitiu aumentar a capacitação na abordagem de sistemas físicos reais relacionados com um problema importante, de cunho tecnológico. Ainda que, em aparência, bastante simples, os problemas derivados da utilização da placa quente protegida, como sistema de medição de propriedades térmicas de materiais são, de fato, bastante complexos, considerando-se as suas diferentes origens: confiabilidade dos sistemas de medição e controle, influência de aspectos geométricos do equipamento utilizado (planicidade, espessuras, etc.), medição de temperaturas superficiais, influências de resistências de contato e perdas laterais e problemas de convergência associados ao uso de técnicas de análise numérica de solução de problemas elípticos transientes.

O método para a medição simultânea do calor específico e da condutividade térmica, mostrou-se adequado ao objetivo proposto: medição das propriedades térmicas de grandes amostras, associadas à materiais de construção civil. O método é aplicável, em princípio, para amostras, sólidas, homogêneas, livres de processos de migração de umidade. O método permite a obtenção do calor específico da amostra em um intervalo de tempo semelhante ao dispendido na medição apenas da condutividade térmica em dispositivos tradicionais.

A confiabilidade dos transdutores de fluxo de calor mostrou-se fundamental para a utilização do método. De fato, os transdutores do tipo espira ficaram aquém do esperado. Além dos problemas mencionados associados à sua sensibilidade à flexão, mostrou-se de difícil construção e operação, além das incertezas nas medições do calor específico mostrarem-se relativamente altas (em torno de 19 % para amostra com 60 mm de espessura e 12 % para amostra de 40 mm de espessura).

Nesse interim, a simulação numérica do dispositivo mostrou-se de grande valia. Foi possível observar a grande influência da área de medição do transdutor na geração de erros de medição, estando o dispositivo sujeito a diferentes influências como : i) perdas de calor na superfície lateral, ii) diferença de temperatura entre anel de proteção e placa aquecedora central, iii) não planicidade da placa quente.

Concluiu-se que a área de medição dos transdutores deveria ser reduzida afim de diminuir a influência de tais fenômenos. Dessa maneira, com a construção dos novos transdutores — do tipo termopilha — , com menores áreas de medição, extremamente simples na confecção e operação e maior confiabilidade, as incertezas na medição do calor específico e condutividade diminuíram sensivelmente (ficando em torno de 2,3 %).

Esse valor, apesar de representar apenas o erro aleatório, pode ser comparado com as máximas dispersões indicadas por Normas Técnicas para a medição da condutividade térmica : 3 % pela ASTM C518 [10]. Para o calor específico, a norma correspondente (ASTM C351 [15]) não define o erro máximo admissível.

Voltando aos transdutores, cabe salientar que o transdutor do tipo espira apresenta uma vantagem adicional sobre o transdutor tipo termopilha : a medição do fluxo de calor ocorre em toda a espira ao contrário do transdutor tipo termopilha, com apenas uma linha de medição.

O dispositivo de placa quente protegida também colaborou para a formação dos erros aleatórios. Notou-se, durante a primeira fase de ensaios — utilizando os transdutores do tipo espira — um grande desvio de planicidade na placa quente protegida ($\cong 1$ mm). Esses desvios foram simulados no programa computacional, indicando uma fonte importante de erros. Na segunda etapa de medição — utilizando transdutores tipo termopilha — conseguiu-se minimizar tais desvios, moldando sobre a placa quente uma camada fina de resina acrílica. Esse artifício mostrou ser uma maneira simples e eficiente para sanar qualquer desvio de planicidade.

Na placa quente utilizada, foi notada a existência de uma ponte térmica entre a placa aquecedora central e anel de proteção, dificultando a calibração dos transdutores. Uma nova placa quente protegida está sendo construída em nosso laboratório, com base nas experiências adquiridas, prometendo melhores resultados.

As formas de diminuição do tempo de medição, são de validade inquestionável, podendo reduzir em até um terço o tempo de medição da condutividade e reduzir à metade o tempo de medição do calor específico. Foi possível comprovar tais resultados tanto experimentalmente quanto numericamente. Em trabalhos futuros deve-se aprimorar o sistema de controle de temperatura da placa quente. Deve-se, contudo, ter em mente o custo adicional e a complexidade que envolve o uso deste sistema de controle.

Voltando ao programa computacional, tem-se consciência de que uma simulação numérica jamais consegue abranger toda a complexidade de um sistema físico real. No presente caso, contudo, a simulação se mostrou uma ferramenta importante e versátil para uma análise qualitativa dos processos envolvidos.

A análise alcançou, primeiramente, o mérito de uma boa aproximação com alguns parâmetros envolvidos no experimento real. A busca por critérios de encerramento da simulação conduziu a uma melhor compreensão dos problemas envolvidos no próprio encerramento do experimento real. Sugere-se adotar o mesmo critério utilizado no experimento real: análise da evolução da diferença entre os fluxos de calor.

O presente trabalho não procurou delimitar o campo de aplicação do método. De fato, para amostras com difusividade térmica alta, torna-se muito difícil medir temperaturas superficiais com precisão; por outro lado, a capacidade térmica da amostra deve ser sempre muito grande, em relação à capacidade térmica dos transdutores de fluxo de calor utilizados. O estabelecimento de limites precisos para o campo de aplicação do presente método é, todavia, um trabalho exaustivo, sendo mais adequado a um laboratório de pesquisa tecnológica, com maiores recursos em termos de infraestrutura técnica.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] DE PONTE, F. *Present and Future Research on Guarded Hot Plate and Heat Flow Meter Apparatus*. Guarded hot plate and heat flow meter methodology, ASTM STP 879, p.101-120, 1985.

- [2] BODE, K.H. *Thermal Conductivity Measurements with the Plate Apparatus: Influence of the Guard Ring Width on the Accuracy of Measurements*. Guarded hot plate and heat flow meter methodology, ASTM STP 879, p.29-48, 1985.

- [3] ASTM C177 - *Standard Test Method for Steady - State Thermal Transmission Properties by Means of the Guarded Hot Plate*. 34 pgs. 1976.

- [4] BSI BS874 - *Methods for: Determining Thermal Insulating Properties with Definitions of Thermal Insulating Terms*. 47 pgs. 1973.

- [5] DIN 52612 - *Determination of Thermal Conductivity by Means of the Guarded Hot Plate Apparatus. Conversion of the Measured Values for Building Applications*. 5 pgs. 1984.

- [6] AFNOR NF X10-021 - *Determination de la Conductivité Thermique. Méthode de la Plaque Chaude Gardée avec Echantillons Symétriques*. 17 pgs., 1972.

- [7] HATFIELD, H.S., WILKINS, F.J. *A New Heat-Flow Meter*. Royal Naval Scientific Service, 1949.

- [8] HEARD, C.L., WARD, I.C. *The Design and Use of Low-Cost Heat Flux Plates for the Measurement of Building Heat Transfer Rates*. Building and Environment, p.229-233, 1982.

- [9] GUIMARÃES, G. *Um Transdutor de Fluxo de Calor: Aplicação às Edificações*. Dissertação de Mestrado, UFSC, 1986.
- [10] ASTM C518 - *Standard Test Method for Steady - State Thermal Transmission Properties by Means of Heat Flow Meter*. 33 pgs. 1976.
- [11] CARSLAW, H.S., JARGER, J.C. *Conduction of Heat in Solids*. Clarendon, Oxford, 1959.
- [12] PELANNE, C.M., BRADLEY, C.B. *A Rapid Heat-Flow Meter Thermal-Conductivity Apparatus*. Material Research & Standards, p.549-552, 1962.
- [13] VANDERSANDE, J.W., POHL, R.O. *Sample Apparatus for the Measurement of Thermal Diffusivity Between 80-500 K Using the Modified Angstrom Method*. Rev.Sci.Instrum, v.12, p.1694-1699, 1980.
- [14] DE PONTE, F., DI FILIPPO, P. *Design Criteria for Guarded Hot Plate Apparatus*. Heat transmission measurements in thermal insulations, ASTM STP 544, p.97-117, 1974.
- [15] ASTM C351-73 - *Standard Test Method for Mean Specific Heat of Thermal Insulation*. 7 pgs., 1973.
- [16] TYE, R.P., SPINNEY, S.C. *Measurement of the Specific Heat of Building Materials* - ASHRAE Transactions, vol.84, part 1, pp.675-687, 1978.
- [17] WATTIAU, F. *Contribution a l'étude Theorique et Experimentale des Echanges Thermiques en Regime Transitoire dans les Materiaux de Construction. Aplication a la Mesure des Constantes Thermophysiques*. These de Docteur Troisieme Cycle, Universite des Sciences et Techniques de Lille, 1978.

- [18] WERNER, A.C. *Two calorimeters For Industrial Measurements.* Rev.Sci.Instrum., v.22, p.245-247, 1950.
- [19] BERGE, P., BLANC, G. *Calorimetre Adiabatique.* J.Physique Rad.Physique Appliquee. v.7, p.129-133, 1969.
- [20] JONES, R.W., KNAPP, G.S., VEAL, B.W. *A New Differential Calorimetry Technique.* Rev.Sci.Instrum., v.44, p.807-810, 1973.
- [21] HUEBSCHER, R.G., SCHUTRUM, L. F., PARMELEE, G. V. *A Low-Inertial Low-Resistance Heat Flow Meter.* ASHVE, p.275-286, 1952.
- [22] TUCK, E.O. *A Theory for the Design of Thin Heat Flux Meters.* Journal of Engineering Math., p.355-368, 1972.
- [23] ANDRETTA, A., BARTOLI, B., COLUZZI, B., CUOMO, V., DE STEFANO, S. *Simple Heat Flux Meter.* Rev.Sci.Instrum., v.2, p.233-234, 1981.
- [24] LECLERCQ, D., THERY, P. *Apparatus for Simultaneous Temperature and Heat-Flow Measurements Under Transient Conditions.* Rev.Sci.Instrum., v.3, p.374-380, 1983.
- [25] HOFFMAN, M.E. *The Determination of the Thermal Properties of Homogeneous and Composite Building Materials by a Dynamic Method.* Building and Environment, v.17, p.223-228, 1982.
- [26] IWAKI, T. *A Simple Measurement of Thermal Diffusivity.* Experimental Techniques, p.20-21, 1984.
- [27] SINGH, R., SAXENA, N.S., CHAUDHARY, D.R. *Simultaneous Measurement of Thermal Conductivity and Thermal Diffusivity of Some Building Materials Using the Transient Hot Strip Method.* J.Phys. D: Appl.Phys., v.18, p.1-8, 1984.

- [28] PHILIPPI, P.C., NICOLAU, V.P., DA CUNHA NETO, J.A.B., PERIN, M.G., GÜTHS, S., FERNANDES, C.P. *Procedimentos Para a Determinação das Propriedades Térmicas de Materiais e Elementos de Edificações*. Relatório Interno - SITERPA/UFSC, 1988.
- [29] TROUSSART, L.R. *Analysis of Errors in Guarded Hot Plate Measurements as Compiled by the Finite Element Method*. Guarded hot plate and heat flow meter methodology, ASTMSTP879, p.7-28, 1985.
- [30] SCHNEIDER, P.S. *Programa Aquisição para Aquisição Automática de Dados*. Relatório Interno - SITERPA/UFSC, 1989.
- [31] CERRO, J. *New Measurement Method of Thermal Properties by Means of Flux Calorimetry*. J.Phys. E: Sci.Instrum. v.20, p.609-611, 1987.
- [32] GANDIA, V., BAEZA, E.L. *A Low-Cost Thermal Diffusivity Measuring Apparatus*. J.Phys. E: Sci.Instrum. (21), p.757-759, 1988.
- [33] MATHEUS, D.M., MORRIS, D. *A Monotone-Wall Heat Flow Calorimeter*. J.Phys. E: Sci.Instrum., v.18, p.1007-1011, 1985.
- [34] BROS, H., CAMIA, F.M. *Appareil pour la Détermination Calorimétrique de la Conductivité Thermique, en Régime Permanent, des Solides Isolants*. Rev.Gén.Therm. (149), p.413-416, 1974.
- [35] DE PONTE, F., MACCATO, W. *The Calibration of Heat Flow Meters*. Thermal Insulation Performance, ASTM STP 718, p.237-254, 1980.

- [36] PATANKAR, S.V. *Numerical Heat Transfer*. Hemisphere, Whashington, 1980.
- [37] HOLMAN, J.P. *Experimental Methods for Engineers*. MacGraw-Hill, p.291-308, 1985.
- [38] GÜTHS, S., PHILIPPI, P.C., LAMBERTS, R., NICOLAU, V.P. *A Transient Method for Measuring Thermal Properties of Building Materials*. Review of Internacional Centre for Heat and Mass Transfer, 1989.
- [39] FERNANDES, C.P. *Estudo dos Processos de Condensação e Migração de Umidade em Meios Porosos Consolidados. Análise Experimental de uma Argamassa de Cal e Cimento*. Dissertação de Mestrado, UFSC, 1990.
- [40] DOEBELIN, E.O. *Measurement Systems. Application and Design* MacGraw-Hill ,Kogakusha. LTD. Ed.1975.
- [41] PERRY, R.H., CHILTON, C.H. *Manual de Engenharia Química*. Editora Guanabara - Rio de Janeiro-RJ., 1980.
- [42] SCHILDT, H. *Advanced Turbo Pascal: Programming &Techniques*. Osborne McGraw-Hill, Califórnia, 1986.
- [43] DA CUNHA NETO, J.A.B. *Utilização do Método de Diferenças Finitas para a Análise de Problemas Envolvendo a Condução de Calor Unidimensional com Fluxos ou Temperaturas Especificados nas Fronteiras*. Relatório Interno - SITERPA/UFSC, 1982.

ANEXOS

ANEXO I

DISPOSIÇÃO, FORMA DE LIGAÇÃO E CURVAS DE CALIBRAÇÃO DOS TERMOPARES

I.1 - DISPOSIÇÃO DOS TERMOPARES

Utilizou-se, no dispositivo de placa quente protegida termopares do tipo T com diâmetro de 0,57 mm, com isolamento individual de fibra de vidro. Na placa aquecedora colocou-se seis termopares, três em cada face, conforme mostra a Fig.I.I.

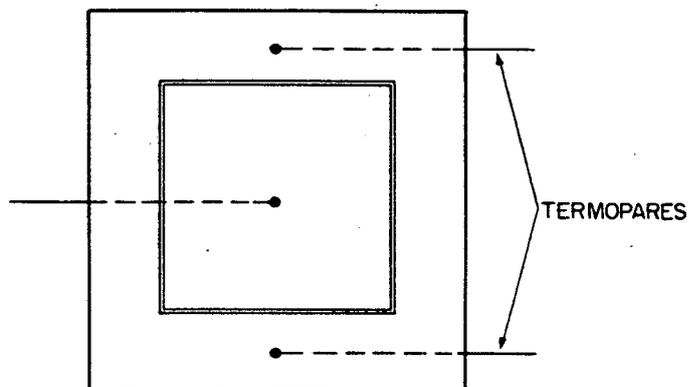


Fig.I.1 - Vista superior da placa quente protegida.

Nota-se que cada termopar fica, no mínimo, com 150 mm de seu corpo sobre uma superfície cuja temperatura é próxima à temperatura de sua ponta de medição. Utilizou-se uma pasta térmica de alta condutividade, marca Superkit, para melhorar o contato térmico entre o cobre e o termopar (Fig.I.2).

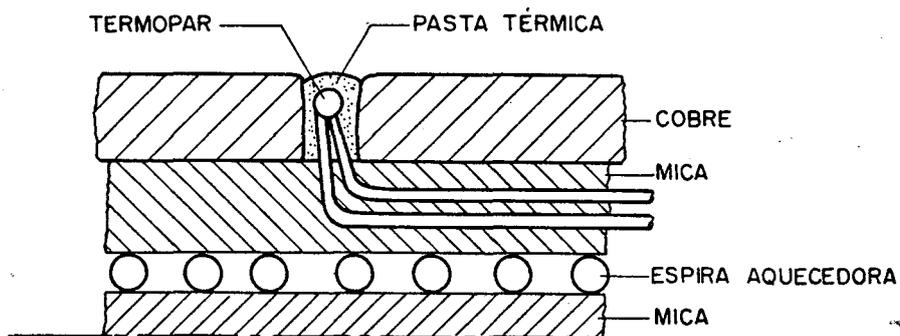


Fig.I.2 - Detalhe da inserção dos termopares.

Em cada placa fria colocou-se apenas dois termopares, dispostos conforme mostra a Fig.I.3, e inseridos de maneira idêntica à mostrada na Fig.I.1.

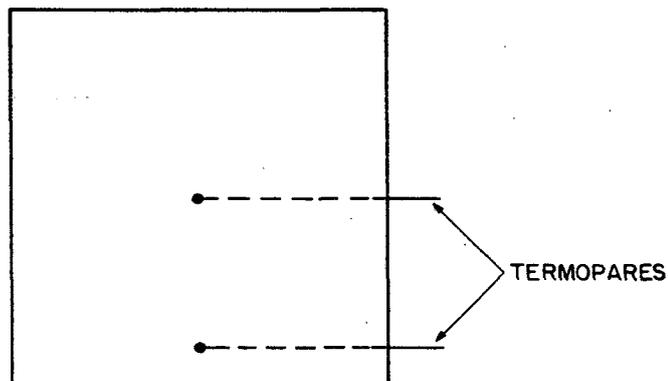


Fig.I.3 - Vista superior da placa fria.

Monitorou-se as temperaturas da amostra de parafina com 8 termopares tipo K com diâmetro de 0,2 mm e isolamento individual de teflon. Sendo próxima da placa aquecedora, a região com maior possibilidade de haver distúrbios na distribuição das temperaturas, colocou-se seis termopares na superfície inferior da amostra, e dois na superfície superior

da amostra, conforme mostra a Fig.I.4. Procurou-se observar as recomendações da Norma Técnica ASTM C518 [10], onde indica a colocação de, no mínimo, dois termopares.

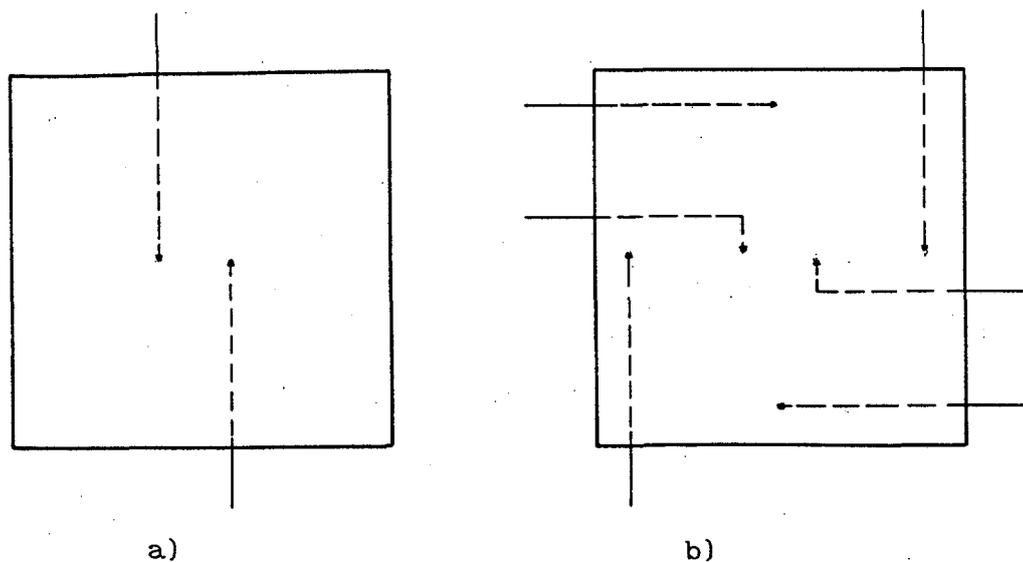


Fig.I.4 - Vistas superior (a) e inferior (b) da amostra.

Seguindo uma sugestão do Prof.Roberto Lamberts, para se obter uma maior precisão na leitura das temperaturas superficiais, a ponta de cada termopar foi achatada, formando uma lâmina com espessura menor que 0,1 mm. O corpo do termopar foi inserido na parafina conforme mostra a Fig.I.5.

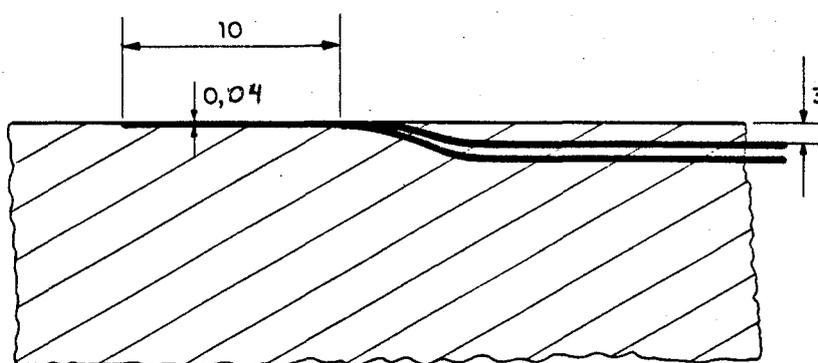


Fig.I.5 - Detalhe da inserção dos termopares na amostra.

I.2 - FORMA DE LIGAÇÃO DOS TERMOPARES

Visando minimizar a influência do meio ambiente e propiciar uma maior facilidade de operação, utilizou-se um sistema de junta de referência secundária.

O banho de referência principal foi deixado à temperatura ambiente, em um recipiente provido de um agitador. Sua temperatura foi monitorada por um termopar cuja junta de referência foi mantida imersa em um banho de gelo e água destilada dentro de uma garrafa térmica, que por sua vez foi mantida no interior de um refrigerador. Esse artifício possibilitou grande estabilidade térmica do sistema de medição de temperatura.

No banho de referência principal dispunha-se cerca de 20 juntas de referência. Apesar de se utilizar água destilada e deionizada notou-se uma certa corrente parasita que afetava a leitura dos termopares. Eliminou-se esse problema revestindo as juntas de referência dos termopares com uma cola impermeabilizante.

I.3 - CALIBRAÇÃO DOS TERMOPARES

Os termopares foram calibrados em relação a um banho mantido à temperatura ambiente. Procurou-se, dessa maneira, reproduzir as condições de uso. As temperaturas foram medidas por termômetros de vidro, bulbos de mercúrio, marca Incotherm com resolução de $0,1^{\circ}\text{C}$ e incerteza de $\pm 0,1^{\circ}\text{C}$.

A calibração, feita numa faixa de 20 a 80°C , resultou numa única curva para os termopares de cada tipo. A tabela I.1 mostra as curvas obtidas, onde V é o sinal gerado pelo termopar (em μV) e T a temperatura equivalente (em $^{\circ}\text{C}$).

Tabela I.1 - Curva de calibração dos termopares tipo T e tipo K.

TIPO DO TERMOPAR	CURVA DE CALIBRAÇÃO
T	$T = 0,0243 V + 0,9 \pm 0,1$
K	$T = 0,0248 V + 0,2 \pm 0,1$

ANEXO II

CAIXA DE ISOLAMENTO TÉRMICO

O dispositivo em questão deve ser isolado termicamente, especialmente na medição de amostras com grande espessura, para evitar a ocorrência de fugas laterais. Como a temperatura de todo o sistema é monitorada por termopares, a fiação prejudica a utilização de isolamento compacto, como manta de fibra de vidro, ou semelhante. Optou-se por enclausurar o dispositivo em uma caixa de madeira, contendo pequenas esferas ($\varnothing = 5 \text{ mm}$) de poliestireno expandido (EPS). Para reforçar o isolamento, a caixa foi revestida internamente com placas de EPS (espessura 50 mm).

Para a manipulação das amostras, deve-se retirar as esferas de poliestireno. Descartada a idéia de um sistema de sucção, desenvolveu-se uma caixa com fundo falso, por onde as esferas são recolhidas em um saco de recolhimento.

O dispositivo de medição é apoiado em um semi fundo fixo. Para facilitar a manipulação das amostras pode-se abrir a tampa superior e parcialmente a tampa frontal da caixa de madeira. A placa fria superior pode ser mantida suspensa através de dois suportes metálicos, conforme mostra a Fig.II.1.

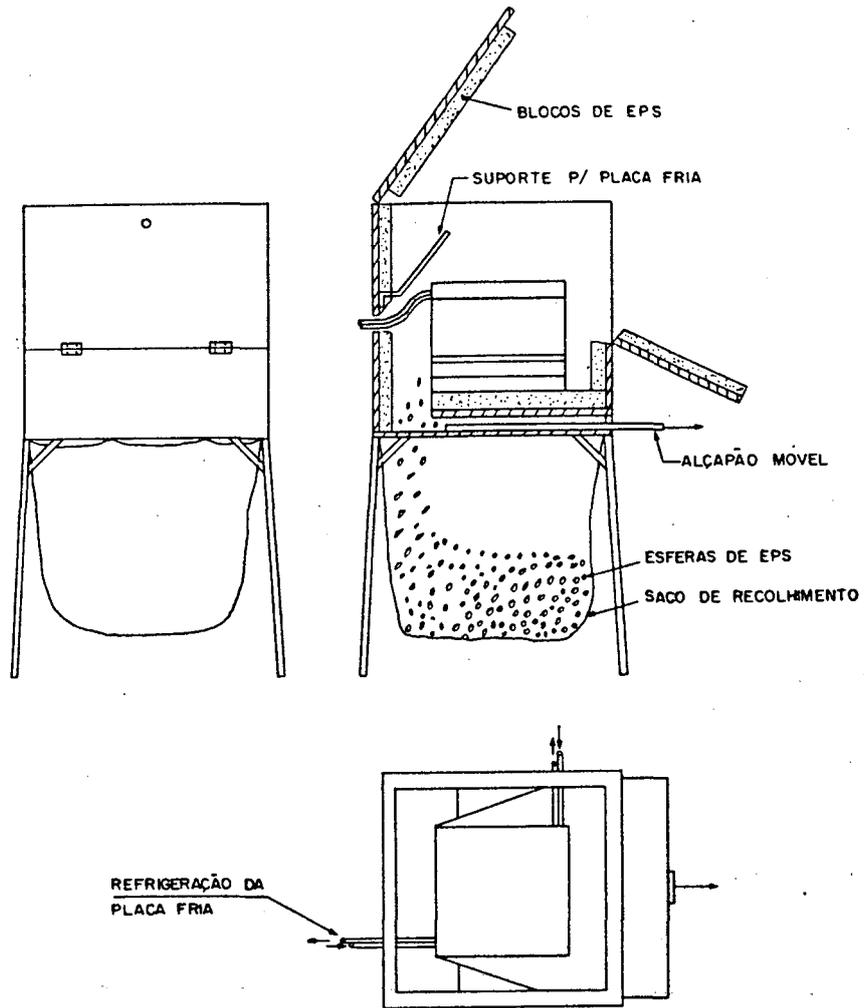


Fig.II.1 - A caixa de isolamento térmico.