

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
CURSO DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

**CONTRIBUIÇÃO AO DESENVOLVIMENTO  
DE SENSORES DE RADIAÇÃO  
A ELETRODOS DEPOSITADOS**

Dissertação Submetida à

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA**

Para a Obtenção do Título de

**MESTRE EM ENGENHARIA**

**ROGÉRIO VILAIN**

**ORIENTADOR: SAULO GÜTHS, Dr.**


**FLORIANÓPOLIS, SC**

**dezembro de 1998.**

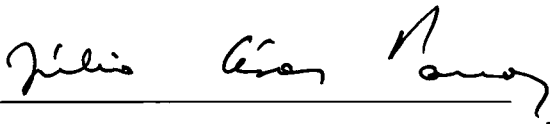
**CONTRIBUIÇÃO AO DESENVOLVIMENTO DE SENSORES  
DE RADIAÇÃO A ELETRODOS DEPOSITADOS**

**ROGÉRIO VILAIN**

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de  
**Mestre em Engenharia**  
especialidade Engenharia Mecânica, área de conhecimento Ciências  
Térmicas e aprovada em sua forma final pelo programa de  
Pós-Graduação em Engenharia Mecânica



Saulo Güths, Dr - Orientador



Júlio César Passos, Dr. – Coordenador de Curso

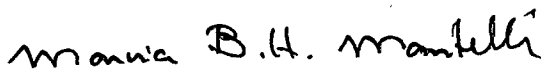
**Banca Examinadora:**



Vicente de Paulo Nicolau, Dr – Presidente



Antônio Fábio Carvalho da Silva, Dr. Eng.



Márcia B. H. Mantelli, Phd.



Nathan Mendes, Dr. Eng.

## AGRADECIMENTOS

A Saulo Güths pelo convite para trabalhar com os radiômetros, e pela verdadeira orientação e exemplo de trabalho ao longo desta dissertação.

A Marcelo Luis Pereira, amigo de todas as horas, pelos encontros e desencontros da nossa vida profissional. Certamente a amizade se prova no cotidiano quando dividimos o fardo das responsabilidades com nossos amigos.

A Anastácio da Silva Júnior, que esteve desenvolvendo o seu trabalho de mestrado no mesmo laboratório e de quem compartilho a amizade desde que estivemos trabalhando em Blumenau. Pelas aventuras que juntos partilhamos durante todos estes anos.

A Joaquim M. Gonçalves, pelo grande auxílio durante as cadeiras do mestrado, por ter me apresentado aos professores da pós-graduação no início deste mestrado e pelo incentivo dado à capacitação no curso de Refrigeração e Ar Condicionado da ETF/SC.

A Escola Técnica Federal de Santa Catarina por ter possibilitado a realização deste mestrado.

Ao núcleo de Refrigeração e Ar Condicionado da Escola Técnica Federal de Santa Catarina – Unidade Descentralizada de São José, pelo incentivo à capacitação e pela compreensão demonstrada no atraso do término da dissertação. A Jesué e a Jorge Pereira pelo inestimável auxílio ao tempo em que fui coordenador do Curso de Refrigeração e Ar Condicionado. Ao pessoal do xerox da Uned pela paciência com as cópias deste trabalho.

Aos colegas do LMPT, Aldomar, Celso, Claudia, Luís Orlando, Matsuo, Vargas, Auro, Balen, Liang, Alexandre, Damiani, Anderson, Itamar, Paghi, Walter, Roberto, Thomas e Fábio pela amizade durante o tempo de dissertação.

A André pelo auxílio com o Microsoft Word e com outras orientações sempre de boa vontade.

A Milton e Edevaldo do laboratório de Ciências Térmicas pelo auxílio na parte experimental. A Salésio pelo auxílio nos experimentos, sempre com bom humor.

A Rodrigo Hoffmann que como bolsista me auxiliou na realização da parte experimental e a Rodrigo Pérsico pelo auxílio com os radiômetros.

A Luís Mauro pela realização das medições de transmissividade, que foram decisivas na definição das propriedades radiativas das amostras de Kapton, em Lyon.

Aos professores do LMPT, Philippi, Bellini e Vicente por manterem um laboratório que coloca a disposição dos seus bolsistas todos os equipamentos do laboratório em tempo integral. A Fábio e a Berend pela compreensão e confiança demonstrados durante o período em que estive matriculado em disciplinas isoladas e que me possibilitou a conclusão deste mestrado e ao prof. Vicente pelo grande auxílio e empréstimo de papers na parte de radiação. Ao prof. Roberto Lamberts pela orientação durante as cadeiras do mestrado.

A Patrícia Vilain pelo auxílio na parte computacional e na preparação da defesa deste trabalho.

*Este trabalho é dedicado à minha esposa, Daniela,  
e à minha família.*

*...Esses que por ímpio orgulho  
se afastam da vossa luz,  
prevêem o eclipse futuro do Sol  
e não vêem o seu no tempo presente !*

*Santo Agostinho*

# SUMÁRIO

	página
LISTA DE FIGURAS.....	IV
LISTA DE TABELAS.....	IX
LISTA DE SÍMBOLOS.....	XI
RESUMO .....	XIV
ABSTRACT .....	XV
CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO.....	1
CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	
2.1 Introdução.....	5
2.2 Sensor Não Estacionário - Tipo calorimétrico (slug-sensor).....	8
2.3 Estacionário.....	9
2.3.1 Calorimétricos.....	9
2.3.2 Bolômetros.....	11
2.3.3 Termopilha.....	14
2.3.4 O medidor de Gardon.....	19
CAPÍTULO 3 - PROPRIEDADES RADIATIVAS	
3.1 Introdução.....	20
3.2 Propriedades da tinta de cobertura.....	20
3.3 Medição da Emissividade do Constantan.....	21
3.4 Propriedades do Kapton.....	22
CAPÍTULO 4 - EFEITOS TERMOELÉTRICOS EM CIRCUITOS A ELETRODOS DEPOSITADOS	
4.1 Introdução.....	32

4.2	Circuito bimetálico.....	32
4.3	Determinação experimental do poder termoelétrico em um circuito bimetálico.....	40
4.3.1	Objetivo.....	40
4.3.2	Procedimento e Resultados .....	41
4.3.3	Análise de Incertezas.....	46
4.3.4	Conclusão.....	48

## CAPÍTULO 5 - RADIÔMETRO FLUXIMÉTRICO E RADIÔMETRO DIFERENCIAL

5.1	Introdução.....	49
5.2	Transdutor de calor a gradiente tangencial.....	49
5.2.1	Introdução.....	49
5.2.2	Princípio de funcionamento .....	50
5.2.3	Método de calibração .....	52
5.2.4	Determinação da temperatura superficial.....	55
5.3	Radiômetro fluximétrico.....	57
5.3.1	Introdução.....	57
5.3.2	Princípio de funcionamento .....	58
5.4	Radiômetro diferencial.....	61
5.4.1	Introdução.....	61
5.4.2	Princípio de funcionamento .....	62
5.4.3	Tipos construtivos .....	65
5.5	Bancada de ensaio	67
5.5.1	Introdução.....	67
5.5.2	Dispositivo de calibração em ondas longas.....	68
5.5.3	Sistema de análise do efeito convectivo.....	70
5.5.4	Cálculo do Fator de Forma.....	73

5.5.5	Coeficiente de troca de calor por convecção.....	77
5.6	Resultados experimentais.....	78
5.6.1	Introdução.....	78
5.6.2	Radiômetro fluximétrico .....	78
5.6.3	Radiômetro diferencial.....	89
CAPÍTULO 6 - SIMULAÇÃO NUMÉRICA		
6.1	Introdução.....	106
6.2	Modelo Numérico.....	106
6.3	Parâmetros de performance.....	109
6.4	Configuração básica.....	111
6.5	Diferenças do modelo para o caso real.....	111
6.6	Sinal versus fluxo radiativo.....	112
6.7	Influência da troca de calor por convecção.....	113
6.8	Largura de células.....	115
6.9	Espessura da parede auxiliar.....	116
6.10	Temperatura de base.....	117
6.11	Emissividade da janela de absorção.....	118
6.12	Comparação com os resultados experimentais.....	119
6.13	Conclusões.....	121
CAPÍTULO 7 - CONCLUSÕES GERAIS .....		122
BIBLIOGRAFIA .....		125
APÊNDICE A – Calibração dos termopares dos fluxímetros.....		128



# LISTA DE FIGURAS

## Capítulo 2

Figura 2.1 – Esquema das trocas térmicas por radiação solar.....	6
Figura 2.2 – Classificação dos sensores de radiação.....	8
Figura 2.3 - Esquema do sensor tipo calorimétrico.....	9
Figura 2.4 - Sensor calorimétrico com discos de Mylar.....	10
Figura 2.5 - Esquema do radiômetro com superfície posterior controlada.....	10
Figura 2.6 - radiômetro com sensor inserido.....	11
Figura 2.7 - Bolômetro Battelle.....	12
Figura 2.8 – Resultados de Culp et al para um sensor de silício.....	13
Figura 2.9 - Esquema das termopilhas.....	14
Figura 2.10 – Detetor a termopilha.....	15
Figura 2.11 – Termopilha com rebaixo em filme de Mylar.....	16
Figura 2.12 – Sensor sobre furo em um bloco de silício .....	16
Figura 2.13 – Medidor de Gardon.....	19

## Capítulo 3

Figura 3.1 - Emissividade espectral da tinta 3M Black Velvet.....	21
Figura 3.2 - Absortividade e emissividade para diferentes espessuras de Kapton.....	23
Figura 3.3 - Refletância de Teflon (espessura = 50 $\mu\text{m}$ ), sobre alumínio.....	24
Figura 3.4 - Refletância de uma película de Kapton (espessura = 50 $\mu\text{m}$ ) sobre alumínio.....	24
Figura 3.5 - Absortividade solar para películas de Teflon (espessura = 25 $\mu\text{m}$ ) e Kapton (espessura = 50 $\mu\text{m}$ ), sobre alumínio.....	25
Figura 3.6 - Reflectância espectral para uma película de Kapton (esp.= 25 $\mu\text{m}$ ) sobre alumínio.....	26
Figura 3.7 – Transmissividade normal espectral da amostra 1, espessura = 13 $\mu\text{m}$ .....	27
Figura 3.8 – Transmissividade normal espectral da amostra 2, espessura total = 50 $\mu\text{m}$ .....	28
Figura 3.9 – Transmissividade normal espectral da amostra 3, espessura = 50 $\mu\text{m}$ .....	28
Figura 3.10 – Intervalos de comprimento de onda.....	30

## Capítulo 4

Figura 4.1 - Circuito termoelétrico bimetálico.....	33
Figura 4.2 - Definição das superfícies de integração das densidades de corrente.....	34
Figura 4.3 - Termopar a eletrodo depositado: circuito equivalente.....	36
Figura 4.4 - Diferença do poder termoelétrico em função da relação de áreas ( $S_2/S_1$ ).....	37
Figura 4.5 - Linhas de corrente em um circuito bimetálico.....	38
Figura 4.6 - Linhas de corrente e poder termoelétrico para 25 $\mu\text{m}$ de constantan e 5 $\mu\text{m}$ de cobre.....	39
Figura 4.7 - Distância a partir da junção em que ocorre 98% da variação do poder termoelétrico para o par cobre/constantan em função da relação de espessuras.....	40
Figura 4.8 – Experimento para medição do poder termoelétrico equivalente do termopar a eletrodo depositado.....	42
Figura 4.9 – Configuração do experimento, equivalência e espessuras utilizadas.....	42
Figura 4.10 – Corte transversal esquemático da montagem experimental mostrando os pontos de medição e as pistas.....	43
Figura 4.11 – f.e.m. gerada e poder termoelétrico para o termopar cobre-constantan.....	45
Figura 4.12 – resultados experimentais.....	45

## Capítulo 5

Figura 5.1 - Princípio básico de um transdutor de fluxo de calor a gradiente tangencial.....	50
Figura 5.2 – esquema de montagem de um fluxímetro a gradiente tangencial.....	51
Figura 5.3 – Vista de um fluxímetro a gradiente tangencial.....	51
Figura 5.4 - 1ª configuração para calibração.....	52
Figura 5.5 - 2ª configuração para calibração.....	53
Figura 5.6 - Curva típica de calibração de transdutores de fluxo de calor a gradiente tangencial com 5 x 5 $\text{cm}^2$ de superfície.....	54
Figura 5.7 – Vista esquemática do termopar plaqueado no interior do fluxímetro – a) vista superior , b) vista lateral.....	56
Figura 5.8 – Diferença de temperatura entre a base e a superfície de um fluxímetro versus fluxo de calor.....	56
Figura 5.9 - Erro na medição da temperatura do fluxímetro em função do gradiente	

entre a região central e das conexões.....	57
Figura 5.10 – Esquema do radiômetro fluximétrico.....	59
Figura 5.11 – Balanço de energia no sensor.....	60
Figura 5.12 - Radiômetro diferencial.....	63
Figura 5.13 – Absorções superficial, volumétrica e em profundidade.....	63
Figura 5.14 – Radiômetro kapton/constantan – configuração básica.....	66
Figura 5.15– Esquema do sistema de calibração em ondas longas.....	68
Figura 5.16 – Bancada de calibração em ondas longas.....	69
Figura 5.17 – Distribuição de temperatura ao longo do tempo para a placa inferior.....	69
Figura 5.18 – Esquema da medição de temperatura nas placas.....	70
Figura 5.19 – Esquema do dispositivo de análise do efeito convectivo.....	71
Figura 5.20 – Dispositivo de análise do efeito convectivo.....	71
Figura 5.21 - Disposição dos sensores na placa inferior.....	72
Figura 5.22 – sinal do cabo em curto circuito.....	73
Figura 5.23 – Configuração para o sensor e vista da placa inferior.....	74
Figura 5.24 – Analogia elétrica para as trocas radiativas.....	75
Figura 5.25 – Posição dos fluxímetros na placa inferior.....	79
Figura 5.26 - Irradiância determinada a partir dos fluxímetros ( $G_{flux}$ ) e a partir da relação teórica ( $G_{ref}$ ).....	81
Figura 5.27 – valores de $G_{flux}$ para várias velocidades do jato de ar.....	86
Figura 5.28 - Erros na medição da irradiância para várias velocidades do jato de ar (sem cobertura).....	86
Figura 5.29 - Irradiância determinada a partir dos fluxímetros ( $G_{flux}$ ) e a partir da relação teórica com uso de cobertura.....	87
Figura 5.30 - Erros na medição da irradiância para várias velocidades do jato de ar (com cobertura).....	87
Figura 5.31 – Tempo de resposta para os fluxímetros negro e brilhante.....	88
Figura 5.32 – Disposição dos radiômetros diferenciais na placa inferior.....	90
Figura 5.33 – curvas de calibração para os radiômetros.....	91
Figura 5.34 – curvas de troca líquida para os sensores.....	92
Figura 5.35 – Resultado da calibração em função da temperatura da placa superior.....	93
Figura 5.36 – Aproximação para o comportamento linear na emitância do corpo negro.....	93

Figura 5.37 – Variação do sinal do sensor kapton/alumínio.....	94
Figura 5.38– Erro de medição devido à convecção para o sensor kapton/alumínio.....	95
Figura 5.39 – Erro de medição devido à convecção para o sensor kapton/constantan.....	95
Figura 5.40 – Erro de medição devido à convecção para o sensor kapton/alumínio c/ tinta negra.....	96
Figura 5.41 – Erro de medição devido à convecção para o sensor mini-Lille.....	96
Figura 5.42 – Comparação de resposta do sensor sem cobertura e com cobertura.....	97
Figura 5.43– Erro de medição para o sensor kapton/alumínio com tinta negra inferior – uso de cobertura.....	98
Figura 5.44 – Tempo de resposta para o sensor mini-Lille.....	99
Figura 5.45 – Tempo de resposta para o sensor kapton-alumínio com tinta negra inferior.....	99
Figura 5.46 – Curva de calibração para diferentes temperaturas de base, sensor : kapton/alumínio com tinta negra inferior.....	101
Figura 5.47 – Calibração dos sensores para temperatura de base de 25 °C.....	102
Figura 5.48 – Desempenho comparativo dos sensores.....	102
Figura 5.49 – Desempenho em função do tamanho de células.....	103
Figura 5.50 – Desempenho em função da emissividade da superfície refletora.....	104
Figura 5.51 – Desempenho em função do aumento do kapton inferior.....	104

## Capítulo 6

Figura 6.1 - radiômetro diferencial.....	107
Figura 6.2 – célula básica para simulação do radiômetro.....	107
Figura 6.3- condições de contorno na célula básica.....	108
Figura 6.4 – sinal de saída em função da irradiância para a configuração básica.....	112
Figura 6.5 – Sinal de saída em função da temperatura da fonte.....	113
Figura 6.6 – Variação do sinal em função da convecção.....	114
Figura 6.7 – Erro percentual devido a convecção.....	115
Figura 6.8 – Variação da sensibilidade com o tamanho de célula.....	116
Figura 6.9 – Variação do sinal com espessura da parede auxiliar (kapton inferior).....	117
Figura 6.10 – Alteração do sinal de saída com a temperatura de base.....	118
Figura 6.11 – Alteração do sinal com a emissividade da janela de absorção.....	119
Figura 6.12 – Dados do radiômetro.....	119

Figura 6.13 – Comparação dos resultados experimentais com a simulação para o  
radiômetro katon/alumínio.....120

**Anexo A**

Figura A1 – Resultado da calibração dos termopares internos.....129  
Figura A2 – Detalhes da calibração de 29 a 37 °C.....129

# LISTA DE TABELAS

## Capítulo 2

Tabela 1 – instrumentos para medição de radiação .....	6
--	---

## Capítulo 3

Tabela 2 – valores de emissividade ( $\epsilon$ ) e absorvidade ( $\alpha$ ) normais para o filme de constantan.....	21
Tabela 3 - valores de absorvidade e emissividade para diferentes espessuras de Kapton....	22
Tabela 4 - Emitância do Kapton (esp 75 $\mu$ m) sobre alumínio.....	25
Tabela 5 – Absortância da película de Kapton (esp 75 $\mu$ m) sobre alumínio.....	26
Tabela 6 - Transmitância em ondas longas calculadas para as amostras.....	30

## Capítulo 4

Tabela 7- Valores dos coeficientes para o termopar cobre-constantan.....	43
Tabela 8 – Dados obtidos da medição.....	44
Tabela 9 – Propriedades do cobre e constantan.....	46

## Capítulo 5

Tabela 10 – valores de condutividade térmica aparente de um fluxímetro.....	55
Tabela 11– Fatores de forma $F_{ij}$ ( $H = 37$ mm).....	74
Tabela 12– Áreas e emissividades.....	75
Tabela 13– Influência da distância entre placas sobre o fator de forma entre sensor e placa superior.....	77
Tabela 14 – valores do coeficiente de convecção na placa inferior.....	78
Tabela 15 – Exemplo de dados brutos para alguns valores da aquisição.....	79
Tabela 16 – Dados dos fluxímetros negro e brilhante.....	80
Tabela 17 - Dados tratados para velocidade do jato nula.....	81
Tabela 18 – Valores de duas aquisições em valores extremos.....	83
Tabela 19– Valores das variáveis e incertezas de medição.....	83
Tabela 20– Valores das variáveis e incertezas de medição.....	84
Tabela 21– Incerteza de medição para o radiômetro fluximétrico.....	84

Tabela 22 – Incerteza de medição para a irradiância de referência.....	85
Tabela 23 – Constante de tempo dos sensores.....	88
Tabela 24 – Exemplo de teste com o radiômetro kapton/constantan.....	91
Tabela 25 – Sensibilidade dos radiômetros.....	92
Tabela 26 – Constante de tempo dos sensores.....	100

## **Capítulo 6**

Tabela 26 – Propriedades dos materiais utilizados na simulação.....	111
---	-----

## LISTA DE SÍMBOLOS

$T$	Temperatura, °C;
$\nabla T$	Vetor gradiente de temperatura, K/m;
$x$	Espessura do material, m;
$A$	Área do sensor, m <sup>2</sup> ;
$a$	Coefficientes da equação polinomial para um termopar;
$c$	Calor específico, J/kg K, e constante de proporcionalidade de um fluxímetro, W/V;
$C_1$	Constante da equação da distribuição de Planck, W $\mu\text{m}^4/\text{m}^2$ ;
$C_2$	Constante na equação da distribuição de Planck, $\mu\text{m K}$ ;
$C_0$	Constantan;
$Cu$	Cobre;
$E$	Irradiância, W/m <sup>2</sup> , e vetor gradiente de potencial, V/m;
$esp$	Espessura, m;
$F$	Fator de forma;
$G$	Irradiância, W/m <sup>2</sup> ;
$H$	Altura, m;
$h$	Coefficiente de troca de calor por convecção, W/m <sup>2</sup> ;
$I$	Corrente elétrica, A;
$IM$	Incerteza de medição;
$J$	Radiosidade, W/m <sup>2</sup> ;
$j$	Vetor densidade de corrente elétrica, A/m;
$k$	Condutividade térmica do material, W/m K;
$l$	Comprimento de uma célula, m;
$m$	Massa, kg;
$Nu$	Número de Nusselt;



$P$	Potência elétrica, W;
$Pr$	Número de Prandtl;
$q''$	Fluxo de calor, $W/m^2$ ;
$R$	Refletância e resistência elétrica, $\Omega$ ;
$Re$	Número de Reynolds;
$s_{VOL}$	Absorção de calor volumétrica, $W/m^3$ ;
$S$	Área transversal num circuito bimetálico;
$s$	Constante de calibração de um transdutor, $W/V m^2$ , e sensibilidade de um fluxímetro, $V/W/m^2$ ;
$T$	Temperatura, $^{\circ}C$ ;
$U$	Coefficiente global de troca de calor, $W/m^2 K$ ;
$V$	Tensão elétrica, V;
$v$	Velocidade, m/s

#### Letras gregas

$\alpha$	Poder termoelétrico, $V/K$ , absorvidade, e difusividade térmica, $m^2/s$ ;
$\varphi$	Fluxo de calor, $W/m^2$ ;
$\tau$	Transmissividade;
$\lambda$	Comprimento de onda, m;
$\phi$	Fluxo de calor, W;
$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann, $W/m^2 K^4$ , e condutividade elétrica, Siemens/m;
$\varepsilon$	Emissividade;

#### Sub-índices

$\infty$	Regime permanente;
$H$	Hemisférico;

<i>SUP</i>	Superficial;
<i>FLU</i>	Fluxímetro;
<i>CON</i>	Conexão;
<i>CONV</i>	Convecção;
<i>RAD</i>	Radiação;
<i>AMB</i>	Ambiente;
<i>pl.inf.</i>	Placa inferior;
<i>pl.sup.</i>	Placa superior;
<i>flu brilh.</i>	Fluxímetro brilhante;
<i>flu negro</i>	Fluxímetro negro;
<i>brilh</i>	Brilhante;
<i>flux</i>	Fluxímetro;
<i>ref</i>	Referência, padrão de calibração;
<i>Seeb</i>	Efeito Seebeck;
<i>O.C.</i>	Ondas curtas;
<i>O.L.</i>	Ondas longas;

## RESUMO

O desenvolvimento de novos tipos de medidores de fluxo de calor - os fluxímetros a gradiente tangencial - possibilitou a utilização destes sensores para a medição de radiação. Estes radiômetros foram denominados de fluximétricos e utilizam o mesmo princípio dos sensores aquecidos - uso de dois fluxímetros com propriedades radiativas distintas. Com a concepção dos fluxímetros a gradiente tangencial, foi desenvolvido um novo dispositivo de medição de radiação que utiliza a técnica de circuitos a eletrodos depositados, denominado de radiômetro diferencial. Estes dispositivos são construídos segundo a técnica de fotogravura.

Primeiramente faz-se uma revisão dos sensores existentes e seus aspectos construtivos. Em seguida a teoria dos termopares a eletrodos depositados é discutida e os resultados de uma montagem experimental apresentados. Para a caracterização das propriedades radiativas do sensor são apresentados em um capítulo os dados da bibliografia e dos resultados de medições efetuadas.

A partir, então, da existência do radiômetro diferencial, este trabalho se propõe a testar o seu comportamento quando submetido à troca de calor por convecção variável, sem o uso de proteção - a proteção é um item usual em radiômetros para ondas longas e o ideal é que não seja necessária a sua utilização. Esta análise é executada em um túnel de vento onde são utilizadas placas isotérmicas que produzem um campo de radiação em ondas longas. Estes testes são estendidos para o radiômetro fluximétrico. Vários aspectos do comportamento dos radiômetros são testados tais como: uso de proteção, tempo de resposta, erro devido a convecção e efeito da variação da temperatura de base.

Para o radiômetro diferencial foram construídas e testadas novas configurações melhorando-se algumas características como a resposta espectral do sensor. Ao todo são dez tipos diferentes, sendo que um deles para utilização na medição em ondas curtas.

Ao final uma análise numérica do campo de temperaturas para o radiômetro diferencial é apresentada e os seus resultados comparados com os dados experimentais.

## ABSTRACT

The development of a new type of heat-flux meters – tangential gradient heat-flux meter – allowed the use of these new sensors to measure thermal radiation. These radiometers were named heat-flux meter radiometers and they use the same principle of the heated sensors – using two fluxmeters with distinct radiative properties. With the development of this tangential gradient heat-flux meter, another device was constructed to measure thermal radiation using the same principle, the coated bimetallic technique, this device was named differential radiometer. Both devices, the heat-flux meter and the radiometer, are constructed using lithography techniques.

First, a review of existing sensors and important constructed characteristics is done. Following a discussion about the theory of the bimetallic thermoelectric circuit and the results of an experiment with these circuits. To characterize the radiative properties of the sensors, data from the bibliography and from tested samples are presented.

That is, from the existing differential radiometer, this work is intended to test its behavior under variable convection heat exchange, without the use of a protective shield –usually used for long-wave radiometers, being ideal if the shield is not necessary. This experimental analysis is done inside a wind tunnel, where two thermostatic plates are arranged to produce a long-wave thermal radiation field. These tests are extended to the heat-fluxmeter radiometer. Many aspects relative to the behavior of radiometers are tested such as: use of a protective shield, time response, error due to convection heat exchange and effect of base temperature change.

For the differential radiometer various configurations were constructed and tested, improving characteristics such as the spectral response. Altogether, ten different types were tested; one of which is suitable for short wave measuring.

Finally, a numeric analysis of the temperature field to the differential radiometer is presented and the results compared to the experimental data.

# Capítulo 1

## INTRODUÇÃO

A medição das trocas térmicas entre sistemas tem sido objeto contínuo de estudos na área de ciências térmicas. Para a medição da radiação diversos dispositivos têm sido desenvolvidos. Em sua grande maioria medem a temperatura de uma lâmina sensora e associam esta temperatura à radiação incidente (Duffie e Beckman, 1991 – McGee, 1988).

No conforto ambiental a radiação aparece como um parâmetro importante para garantir a satisfação térmica do indivíduo. Na equação do conforto de Fanger é representada como uma temperatura radiante média indicando o nível de emissão de radiação pelos objetos presentes no ambiente (ASHRAE Standard 55-1981).

Na área de condicionamento de ar um importante fator de ganho indesejável de calor (carga térmica) é oriundo da radiação solar, que também aparece como fonte de energia abundante.

A medição de temperatura sem contato é outro ramo onde diversos sensores têm sido desenvolvidos para uso em processos em que o parâmetro temperatura deve ser controlado (McGee, 1988).

Em diversos trabalhos experimentais o conhecimento das trocas térmicas por radiação é essencial para a caracterização do desempenho de um dispositivo ou equipamento. A medição da radiação térmica é, portanto, essencial em diversas áreas da atuação humana.

Os sensores de radiação têm acompanhado o avanço da eletrônica sendo que o tratamento do sinal gerado pelo sensor permite uma maior precisão nos resultados (linearização e amplificação do sinal). O barateamento dos dispositivos eletrônicos tem colocado sensores miniaturizados de boa precisão à disposição dos usuários (Holman, 1984). Este impacto é ainda mais sensível na medição de temperatura sem contato, onde é possível, com a ajuda de janelas seletivas, resoluções espectrais da ordem de  $1 \mu\text{m}$ .

Três características devem ser destacadas no uso de um sensor: o custo, a precisão e a facilidade de uso (adaptação a diversos formatos).

A utilização em campo de um sensor de radiação traz como inconveniente a convivência com níveis variáveis de troca de calor por convecção. Estas trocas variáveis de calor alteram a temperatura do elemento sensor, mesmo para um nível constante de radiação incidente, induzindo a erros de medição. A solução mais utilizada é o uso de uma proteção “transparente”.

te” sobre o sensor, minimizando as trocas de calor por convecção com o ambiente. Contudo, esta solução produz dois inconvenientes: um erro de medição pela presença da proteção que não é 100 % transparente, e uma dificuldade de uso pois a cobertura passa a ocupar espaço (Charmillot, 1986).

O desenvolvimento de uma nova geração de transdutores de fluxo de calor, os fluxímetros a gradiente tangencial - propiciou a construção de um novo dispositivo para medição de radiação, denominado de radiômetro diferencial. Este dispositivo utiliza a técnica de medição de temperatura por circuitos a eletrodos depositados, tendo como características grande sensibilidade e pequena espessura (Gaviot et al, 1996).

Mantém-se desta forma a característica de pequena espessura do sensor – este é construído como uma lâmina fina, de espessura em torno de 300  $\mu\text{m}$  – que pode ser produzida em diversos formatos adaptando-se facilmente a qualquer estrutura. Mas essa característica de fácil adaptação só é garantida se, em campo, não se necessitar do uso de uma proteção. De fato, a concepção do sensor é baseada na busca de pouca sensibilidade à convecção ambiente. Esta hipótese será testada neste trabalho buscando-se determinar os erros envolvidos na não utilização de proteção.

A partir, então, da existência do radiômetro a gradiente tangencial que é baseado na mesma técnica de medição do fluxímetro a gradiente tangencial, o objetivo é testar o comportamento deste sensor em um campo radiante, variando-se a troca de calor por convecção. Uma das contribuições deste trabalho será então verificar a possibilidade do uso deste radiômetro sem proteção, determinando o erro associado à troca de calor por convecção com o ambiente – quando o sensor tem a sua temperatura superficial próxima à temperatura ambiente. Não se limitou este estudo apenas ao modelo existente mas, novas configurações foram propostas para o radiômetro, e seus desempenhos verificados. Ao final do trabalho verifica-se que os aspectos relacionados a resposta espectral do sensor puderam ser melhorados, e as técnicas de medição mais adequadas foram descritas em detalhe (o que medir, quais os cuidados, em que condições, etc).

Procurou-se ao longo do estudo dos radiômetros, levantar dados que facilitem o entendimento do desempenho do sensor e das incertezas presentes. No capítulo 2 apresenta-se uma breve revisão sobre sensores presentes no mercado e seus aspectos construtivos. O objetivo, além de possibilitar uma melhor compreensão da classificação proposta para os tipos de radiômetros – como poderá ser observado ao longo do texto, esta se confunde com a própria classificação dos sensores de fluxo de calor – é apresentar uma contextualização dos sensores,

o que facilita o entendimento das diferenças entre estes e o radiômetro diferencial apresentado neste trabalho. Aspectos construtivos, que são objeto de estudo pelos pesquisadores e que estão relacionados ao desempenho de um determinado sensor, podem ser observados pela exposição apresentada.

Neste trabalho, aproveitou-se a disponibilidade dos fluxímetros a gradiente tangencial para a construção de outro radiômetro denominado radiômetro fluximétrico. Este radiômetro utiliza uma técnica de medição diferenciada – uso de superfícies com emissividades distintas – onde igualmente se buscou a utilização sem proteção. São apresentados os testes de performance do radiômetro fluximétrico e traçado um paralelo com o radiômetro diferencial. Embora este tipo de radiômetro utilizando dois fluxímetros com propriedades radiativas distintas seja amplamente utilizado na prática, não se dispunha de dados do seu comportamento para a medição de radiação em ondas longas sob convecção variável.

É fundamental quando se busca estabelecer o desempenho do sensor, estudar as propriedades radiativas dos diversos materiais empregados na construção do radiômetro. O Kapton tem sido utilizado na construção dos fluxímetros a gradiente tangencial e por ser um material semitransparente, teve sua aplicação estendida aos radiômetros diferenciais. O capítulo 3 foi dedicado a apresentação das propriedades radiativas dos materiais empregados, especificamente para o Kapton são apresentados os dados deste material constantes na bibliografia, e os resultados de medições destas propriedades para as condições efetivamente utilizadas na construção em laboratório. Estes dados é que dão partida para a necessidade de uma melhoria na qualidade deste radiômetro buscando-se uma resposta espectral constante.

No capítulo 4 faz-se inicialmente uma revisão do estudo dos circuitos a eletrodos depositados. Estes circuitos constituem a base dos fluxímetros a gradiente tangencial e do radiômetro diferencial. Uma simulação numérica representando a transição das linhas de corrente elétrica nas células de medição e o desempenho de vários tipos de materiais para uso no circuito bimetálico são apresentados. Conclui-se essa seção com um experimento para medição do poder termoelétrico, comparando os valores experimentais com os valores teóricos esperados. Este trabalho ateu-se à medição de radiação total em ondas longas. No entanto, não é descartado o uso destes sensores na medição de radiação em ondas curtas, tendo sido inclusive construído e testado um radiômetro para medição de radiação em ondas curtas.

O capítulo 5 constiui o cerne do trabalho pois nele são apresentados todos os resultados experimentais obtidos e discutidos os aspectos relativos à técnica de medição. O dispo-

tivo experimental utilizado para os testes com os radiômetros é descrito, assim como os vários tipos construtivos de radiômetros que foram propostos e testados.

Finalmente, no capítulo 6, será apresentada uma análise numérica, onde aspectos importantes do desempenho do sensor são numericamente testados e comparados com os resultados experimentais.



## Capítulo 2

# REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Introdução

Os radiômetros são instrumentos que medem radiação. De acordo com o campo de aplicação, tem-se características construtivas diferenciadas em testes de balanços energéticos de satélites, na medição de radiação solar e ambiental e em pirometria, para citar algumas das aplicações.

Na pirometria, os dispositivos mais simples constam basicamente de uma lente convergente, um detetor, uma compensação para variação da temperatura ambiente (junção fria) e um ajuste de emissividade para correção da temperatura (McGee, 1988).

Em testes de balanços energéticos de satélites as medições são feitas em câmaras de alto vácuo com as paredes da câmara resfriadas (em torno de  $-100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). Através do uso de um simulador solar, o espectro da radiação solar é reproduzido (Sousa et al, 1996).

Na medição de radiação solar a figura 2.1 apresenta o esquema proposto por Duffie e Beckman (1991), representando os fluxos radiativos de importância nos processos de troca térmica na radiação solar e ambiental. A radiação solar global é medida com um piranômetro (direta + difusa). A radiação solar direta é medida com um piroheliômetro. A radiação total (O.C. + O.L.) é medida com um pirradiômetro. A troca líquida de radiação total é medida com um pirradiômetro de troca líquida. A radiação em ondas longas é medida com um pirgeômetro (Charmillot, 1986).

A maioria dos dados solares são extraídos dos piranômetros. Os detetores destes instrumentos devem ter uma resposta independente do comprimento de onda e da direcionalidade (obedecer a lei do cosseno de Lambert). Geralmente possuem uma cobertura de vidro evacuado evitando os efeitos da convecção ambiente. O mais comum nestes instrumentos é a utilização de termopilhas com junções pintadas de preto e branco; a diferença de temperatura nas junções é associada à radiação em ondas curtas. Um exemplo deste dispositivo é o piranômetro de Eppley.

Nos pirradiômetros aparece mais uma vez a influência da convecção sobre o comportamento do sensor, sendo utilizadas configurações com cobertura ou jatos de ar para evitar

este inconveniente. Em sua maioria são construídos com termopilhas. A proteção, quando em uso, deve ser transparente em ondas curtas e longas.

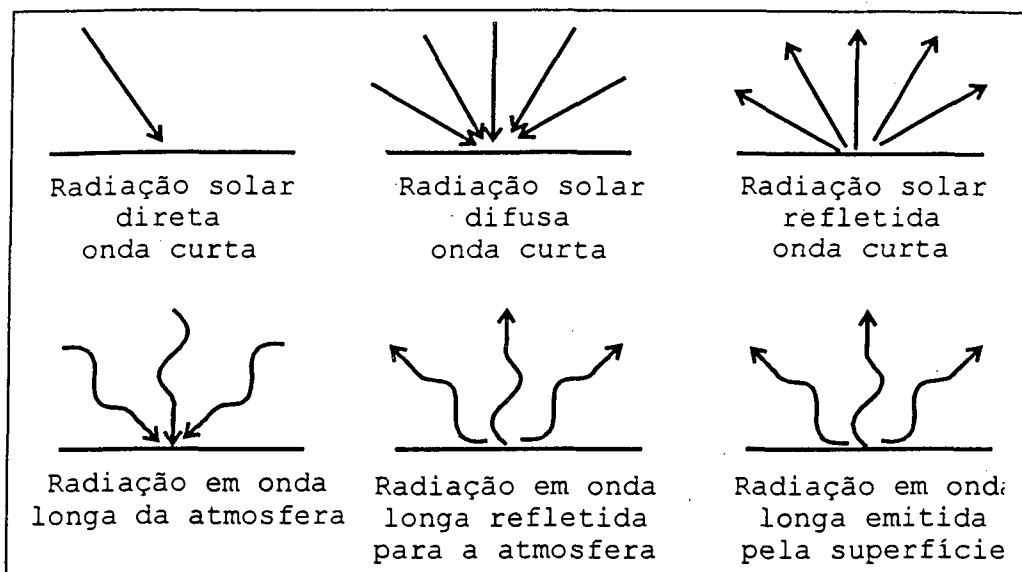


Figura 2.1 – Esquema das trocas térmicas por radiação solar

A dificuldade de construção dos pirgeômetros quando se utilizam coberturas é a obtenção de materiais seletivos que permitam a passagem de ondas longas (Duffie e Beckman, 1991, Charmillot, 1986). A Tabela 1 mostra, de uma forma resumida, os diferentes tipos de instrumentos.

Tabela 1 – instrumentos para medição de radiação

radiômetro	qualquer instrumento para medir radiação
piranômetro	radiação solar global (direta + difusa)
piroheliômetro	radiação solar direta
pirgeômetro	radiação em ondas longas

### Classificação

Os sensores de radiação ou fotoelétricos podem ser classificados de diversas formas. Quanto a faixa de medição podem ser de ondas curtas, de ondas longas ou globais (ondas

curtas e longas). Quanto ao uso de proteção podem ser do tipo protegido ou não-protegido. Quanto a forma de medição podem ser **térmicos** ou **quânticos** (McGee, 1988).

Os sensores **quânticos** produzem um sinal elétrico pela absorção de fótons provocando uma transição eletrônica proporcional à energia do fóton. Os sensores **térmicos** absorvem a radiação incidente, produzindo um aumento de temperatura que possibilita a medição da radiação incidente.

Os sensores **quânticos** podem ser fotocondutivos ou fotovoltaicos, como por exemplo o fotodiodo de silício onde o fóton incidente é absorvido provocando a transição do elétron dentro do sensor; ou pode ser um foto multiplicador, com um dispositivo de atuação externa onde o fóton absorvido provoca a ejeção de elétrons. De uma maneira geral os fotocondutivos (ou resistivos) alteram a sua resistência elétrica de acordo com a radiação incidente e os fotovoltaicos produzem uma tensão elétrica.

Os sensores **térmicos** são aqui classificados em **não-estacionários** e **estacionários**. Os não-estacionários são representados pelo calorimétrico (slug-sensor). Nos estacionários estão presentes a grande maioria dos sensores de radiação. Nos itens que se seguem serão brevemente apresentadas as características de cada tipo de sensor. Teremos assim dentro dos **estacionários**: calorimétricos, bolômetros, termopilhas, medidor de Gardon. Além destes ainda temos os piroelétricos, onde a mudança da carga elétrica superficial é acompanhada por uma mudança de temperatura do sensor.

Um aspecto importante no uso dos sensores é a necessidade de calibração para todos os tipos de sensores citados, sendo esta realizada sob determinadas condições ambientais (temperatura ambiente, troca de calor por convecção, etc) que devem se repetir no uso do sensor. Veremos que os fluxímetros a priori não necessitam de calibração mas que na prática esta é realizada, e que para o uso de um sensor sem cobertura a calibração é geralmente desenvolvida com níveis de troca de calor por convecção muito baixos, que se não repetidos na medição induzem a erros. Desenvolver sensores não protegidos e técnicas de medição que permitam o uso sob condições de convecção diferentes das de calibração é um dos objetivos deste trabalho.

Na figura 2.2 apresenta-se um esquema das classificações com ênfase nos térmicos.

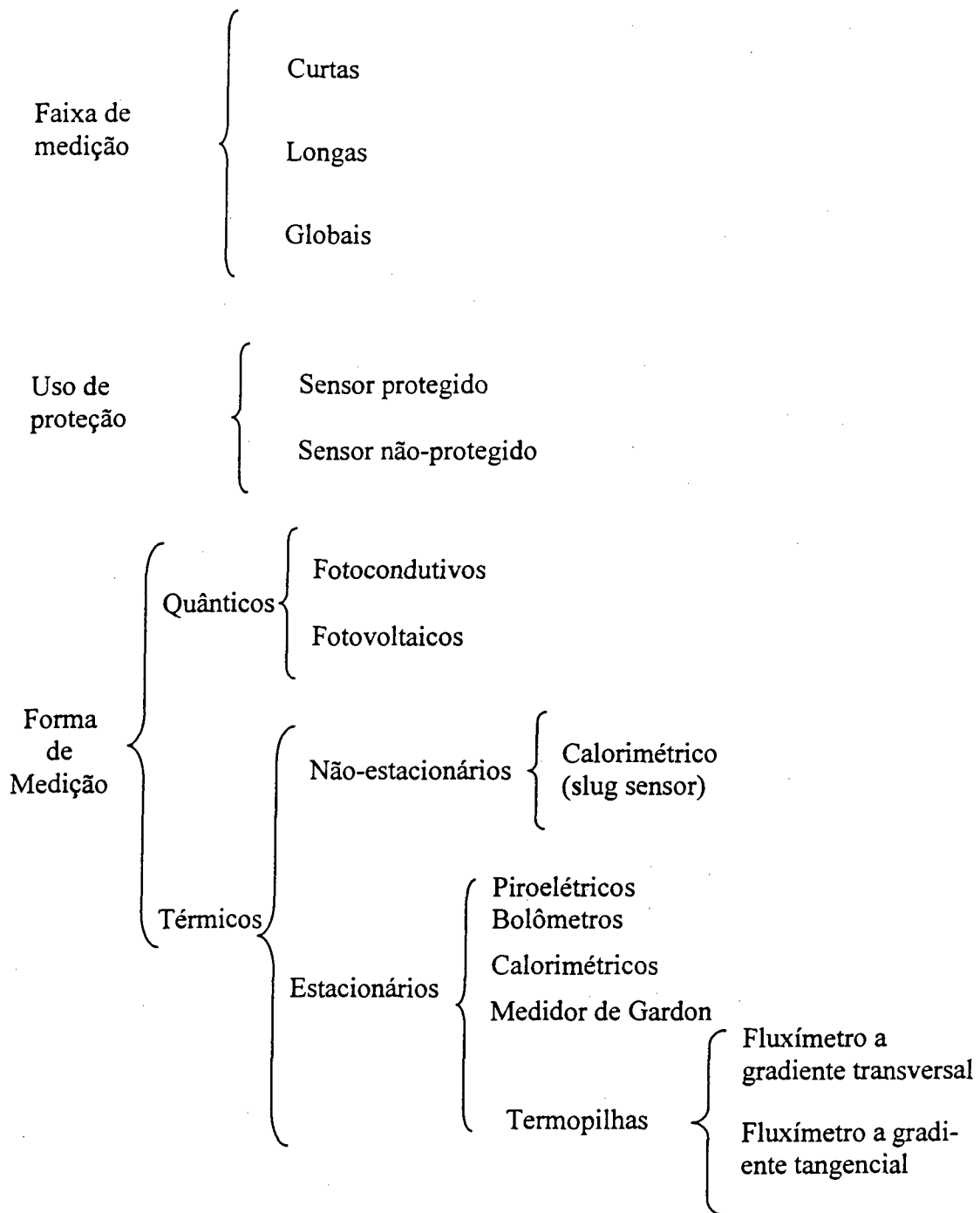


Figura 2.2 – Classificação dos sensores de radiação

## 2.2 Sensor Não Estacionário - Tipo calorimétrico (slug-sensor)

Estes sensores utilizam uma placa de metal que é instalada na parede onde se deseja medir o fluxo de calor, sendo isolados da mesma (figura 2.3). A temperatura do bloco au-

menta quando sujeito ao fluxo radiativo, caracterizando um comportamento transiente que é representativo do fluxo de calor incidente. Para uma temperatura uniforme do bloco teremos:

$$q'' = \frac{m c}{A} \frac{dT_s}{dt} + U (T_s - T_w) \quad (2.1)$$

$A$  = área do sensor exposta a radiação [ $m^2$ ]

$q''$  = fluxo de calor radiativo [ $W/m^2$ ]

$m$  = massa do bloco [kg]

$c$  = calor específico do bloco [ $J/kg K$ ]

$T_s$  = temperatura do bloco [K]

$T_w$  = temperatura da parede [K]

$U$  = coeficiente que expressa perdas de calor para a parede [ $W/m^2 K$ ]

Este sensor só é indicado para medição durante o regime transiente pois o sinal será nulo assim que a parede atingir o equilíbrio.

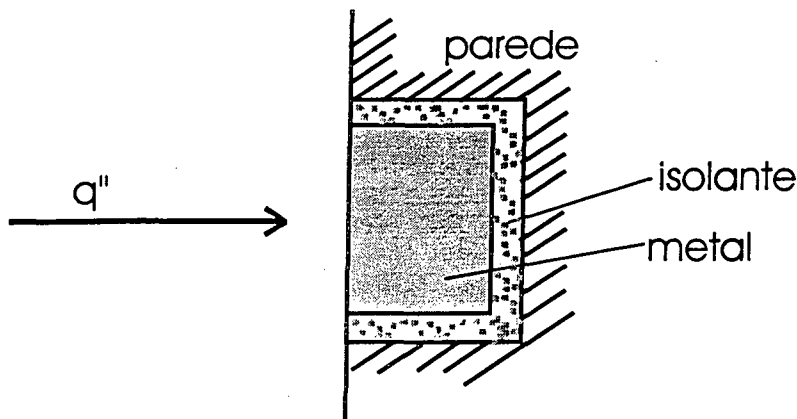


Figura 2.3 - Esquema do sensor tipo calorimétrico

## 2.3 Estacionário

### 2.3.1 Calorimétricos

Os modelos apresentados neste item são comumente utilizados em Testes de Balanço Térmico de Satélites, onde a câmara de teste é evacuada e o sensor geralmente isolado da sua estrutura de apoio. Este isolamento térmico é o mesmo que se verificaria em um calorímetro, por isto a denominação de calorimétrico. Alguns tipos são descritos a seguir.

### Placa isolada com MLI (Multi Layer Insulation)

Este sensor é descrito por Bachtel e Loose, (1971). Os erros presentes neste tipo de medidor são a troca de calor com a superfície no qual for instalado e com a estrutura do sensor, e a variação das propriedades ópticas espectrais da superfície do disco sensor.

O princípio de operação deste sensor é o de medição da temperatura de uma tira metálica finíssima em equilíbrio térmico com o ambiente. A temperatura do sensor é associada com o fluxo de calor radiativo incidente através de uma calibração adequada. A figura 2.4 mostra um sensor calorimétrico com discos de Mylar (o Mylar é um filme de poliéster da DuPont<sup>®</sup> utilizado como isolante do sensor).

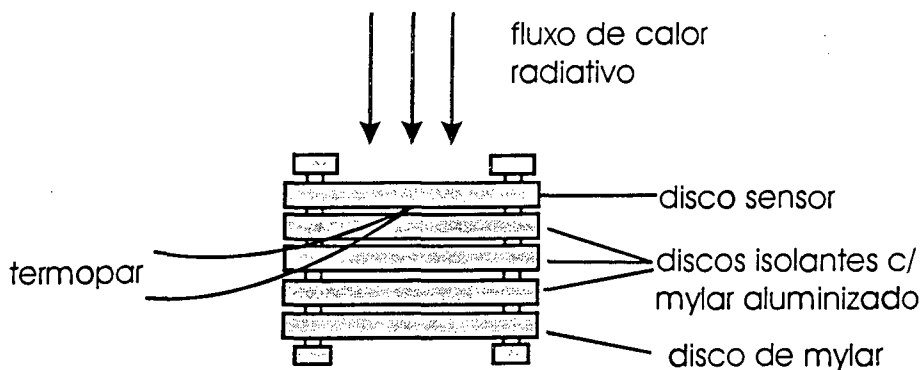


Figura 2.4 - Sensor calorimétrico com discos de Mylar

### Sensor com superfície posterior controlada

É uma tentativa de minimizar os efeitos da troca de calor entre o sensor e a estrutura, proporcionando uma barreira radiativa à mesma temperatura do sensor ou a uma temperatura conhecida (Sweet e Miller, 1979). Toda a estrutura deste radiômetro é feita em material isolante (normalmente politetra fluoretileno). O esquema deste sensor está indicado na figura 2.5.

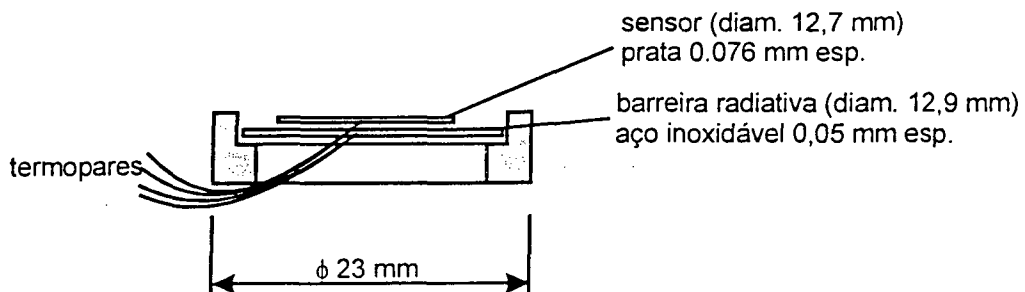


Figura 2.5 - Esquema do radiômetro com superfície posterior controlada

As superfícies internas da estrutura são cobertas com ouro vaporizado e a superfície externa coberta com prata com emissividade de 0,8. O espaço entre sensor e barreira é de 2,4 mm, sendo que a parte de baixo do sensor é uma lâmina de ouro e a tinta de cobertura do sensor é a 3M 401-C flat black epoxy. São medidas através de termopares tanto a temperatura do sensor quanto a temperatura da barreira radiativa.

### Disco sensor inserido

O sensor de alumínio em forma de disco, pintado com a tinta 3M Black Nextel Velvet, é inserido num cilindro também de alumínio ( $h = 12,7$  mm) polido internamente. O disco é suspenso por fios de aço inoxidável tendo sua temperatura medida por termopares do tipo T. Na parte de baixo é colocada uma lâmina de alumínio de  $50 \mu\text{m}$  de espessura com o objetivo de diminuir as trocas de radiação para a estrutura (figura 2.6).

Uma análise do desempenho deste sensor incluindo as trocas radiativas dentro da cavidade cilíndrica foi realizada por Gilcrest e Mon (1963) usando o método de Monte Carlo para o cálculo dos vários fatores de forma envolvidos. A análise de erros destaca a influência do espaço entre o disco e o cilindro, de 1,9 mm, e a troca de calor dos fios do termopar dentro do cilindro. O cálculo do comportamento dinâmico demonstra que aproximadamente 11 % da característica transiente deste sensor é devido à tinta de cobertura.

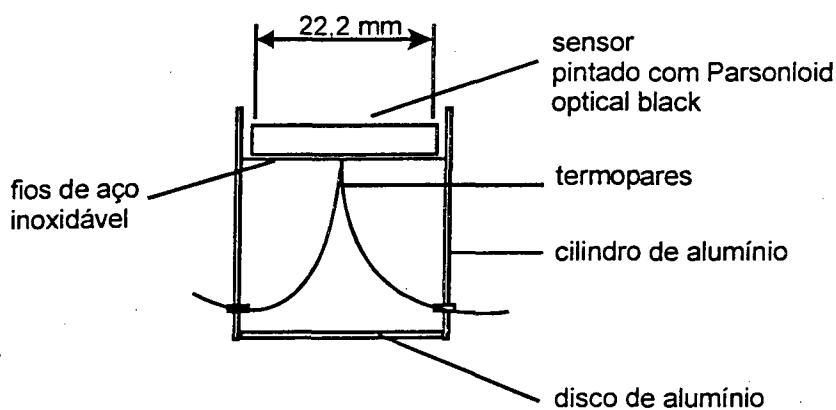


Figura 2.6 - radiômetro com sensor inserido

### 2.3.2 Bolômetros

Essa classificação é devido ao fato que a medição da temperatura foi inicialmente realizada através da variação da resistência térmica de uma folha de platina enegrecida. Mais recentemente a medição de temperatura vem sendo realizada por termistores (McGee, 1988).

Não são classificados em calorimétricos porque são projetados geralmente com espessura reduzida (micro filme) onde se permite o fluxo de calor pelo sensor.

A determinação da temperatura do sensor que deve ser feita com a utilização de circuitos em ponte, determinando a resistência elétrica. São apresentados a seguir, alguns sensores do tipo bolômetro.

### Bolômetro Battelle

A técnica de fabricação é a de microfilme (thin-film ou thin-foil). Uma fina camada de óxido (100 nm) é formada sobre uma lâmina de alumínio (50  $\mu\text{m}$ ). Uma pequena reentrância (0,5 x 0,5 mm) é removida da parte de baixo do sensor até restar apenas a camada de óxido. Uma pista de ouro é depositada na parte frontal, com resistência elétrica aproximada de 100  $\Omega$ . O sensor é coberto com fumaça de cânfora até 100  $\mu\text{g}/\text{cm}^2$  (Harmonn et al, 1979). A figura 2.7 apresenta um esquema do sensor.

Separar a base da estrutura usando uma folha dupla de alumínio (barreira radiativa) minimiza o efeito da troca radiativa com a base. A constante de tempo deste sensor é de 25 ms.

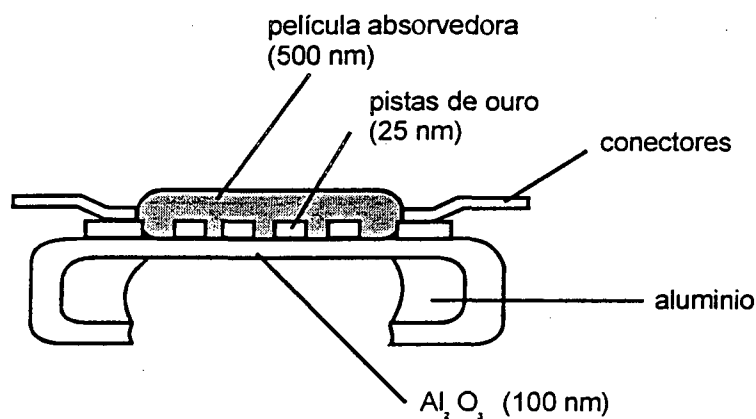


Figura 2.7 - Bolômetro Battelle

### Microbolômetros em blocos de silício

Culp et al (1993) descrevem um sensor com estruturas de silício microusinadas que funcionam como microbolômetros. São ideais para monitoração das condições de ambientes residenciais e comerciais na faixa de ondas longas.



Um microbolômetro de silício pode ser fabricado usinando-se uma “ponte” sobre um furo num bloco de silício. Estas estruturas aproximadamente quadradas têm dimensões de 76  $\mu\text{m}$ . As pontes absorvem a radiação infravermelha e a convertem em calor, aumentando a sua temperatura. Embora o silício seja um bom condutor de calor, o ar e os filamentos que suspendem a ponte são comparativamente maus condutores. Isto provoca um isolamento térmico da ponte.

São apresentados os resultados de um sensor com 1024 células em equilíbrio térmico com o ambiente, e exposto a uma radiação de fonte negra. Na figura 2.8 tem-se a curva de interpolação destes resultados onde se observa a necessidade de monitoração da temperatura ambiente, mas também a boa linearidade entre a temperatura da fonte e a resposta do sensor.

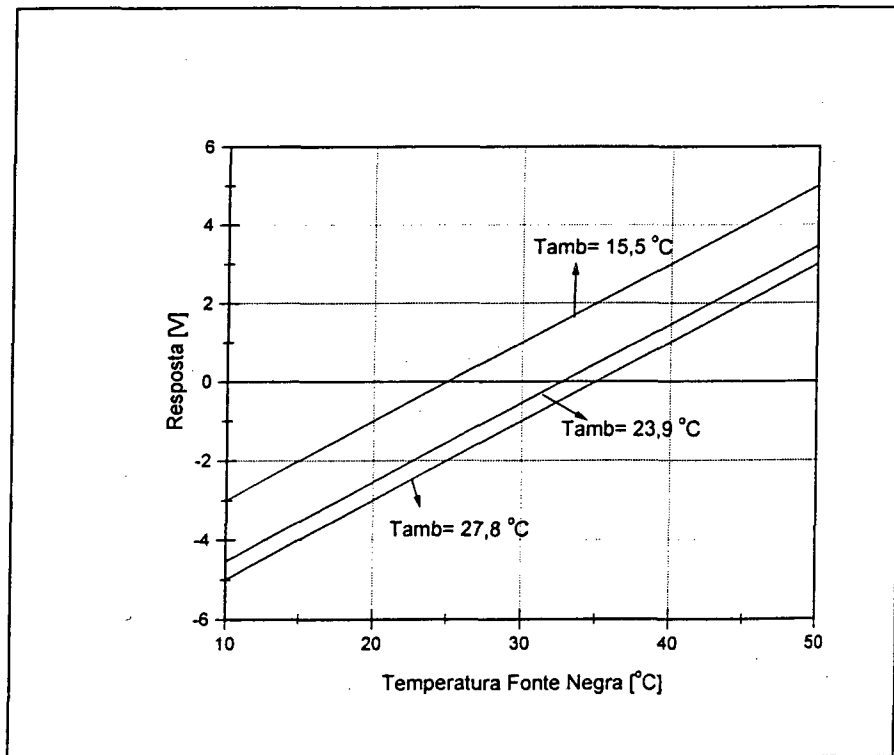


Figura 2.8 – Resultados de Culp et al para um sensor de silício

Estas estruturas de silício são absorvedoras de ondas longas sendo que a melhor absorção ocorre na região de 8 a 14  $\mu\text{m}$  que, segundo os autores, concorda com o pico de 10  $\mu\text{m}$  da emissão de objetos à temperatura ambiente.

### 2.3.3 Termopilha

A principal característica é que dispensa fonte de alimentação. Além de ser robusto, estável e confiável, a sua grande vantagem é a alta sensibilidade em baixas temperaturas e a sua desvantagem (sinal não-linear) pode ser reduzida pelo uso de microprocessadores ou circuitos digitais. As termopilhas modernas são obtidas a partir de técnicas litográficas (McGee, 1988).

Na figura 2.9 observa-se que o esquema da termopilha é o mesmo do calorimétrico, pois uma placa de pequena espessura é exposta ao fluxo radiante e um bloco à temperatura conhecida é utilizado como referência para a medição. A montagem de termopares em série possibilita a obtenção de um sinal amplificado. Em alguns modelos a garantia de uma referência é feita pelo resfriamento do bloco de base utilizando circulação de água ou, em baixas potências, por efeito Peltier.

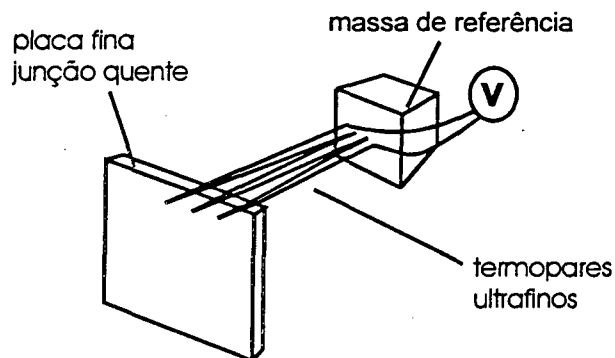


Figura 2.9 - Esquema das termopilhas

A seguir apresentaremos a descrição de alguns modelos de termopilhas enfatizando o princípio de funcionamento de cada um deles. Teremos então os seguintes modelos:

- sensor aquecido
- sensor com rebaixos em um filme de Mylar
- sensor com furos em bloco de silício
- fluximétrico

#### Sensor aquecido

Utilizado em testes de satélite e na medição de radiação solar. O dispositivo tem dois sensores independentes com aquecedores termostáticos, controlando-o a aproximadamente

305 ± 1,7 K. A Hi-Cal Engineering fabrica-o com a cobertura padrão 3M Nextel 410 C Black (Redman e Wolf, 1980). Os sensores utilizam coberturas seletivas que podem ser retiradas na medição do infravermelho. Uma das características que diferenciam este sensor são os circuitos eletrônicos que permitem o controle da temperatura das placas. Cada sensor tem uma curva de calibração própria. A temperatura da base do sensor é determinada com o uso de um termopar.

Como neste modelo a temperatura do sensor é mantida constante, a perda por radiação emitida é conhecida. Um balanço de energia no sensor permite associar a potência injetada pela resistência do termostato ao fluxo de calor absorvido pelo sensor. No caso de existirem perdas significativas de calor por convecção é possível utilizar materiais de cobertura do sensor com propriedades emissivas diversas e realizar um balanço de energia eliminando a parcela de perda de calor por convecção.

A Hi-Cal Engineering fabrica um detetor miniatura com termopilha de bismuto evaporado e antimônio com superfície sensora de 2 mm x 2 mm formada com tinta ou negro de fumo (smoke). É hermeticamente selado numa atmosfera de argônio e nitrogênio. Vários tipos de janelas seletivas podem ser utilizadas, a janela standard é de brometo de potássio. É utilizado um substrato de Mylar como isolante. Um microamplificador está incorporado ao sensor. O formato do sensor está representado na figura 2.10.

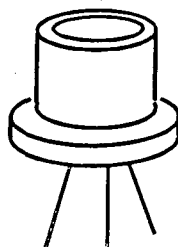


Figura 2.10 – detetor a termopilha

### Sensor com rebaxos em um filme de Mylar

Neste sensor a pista de termopares está depositada num filme de Mylar, as junções de medição estão suspensas sobre o rebaxo e as junções frias estão colocadas neste filme em contato com o sumidouro de calor (referência) (Villers e Falbel, 1969). Ver figura 2.11.

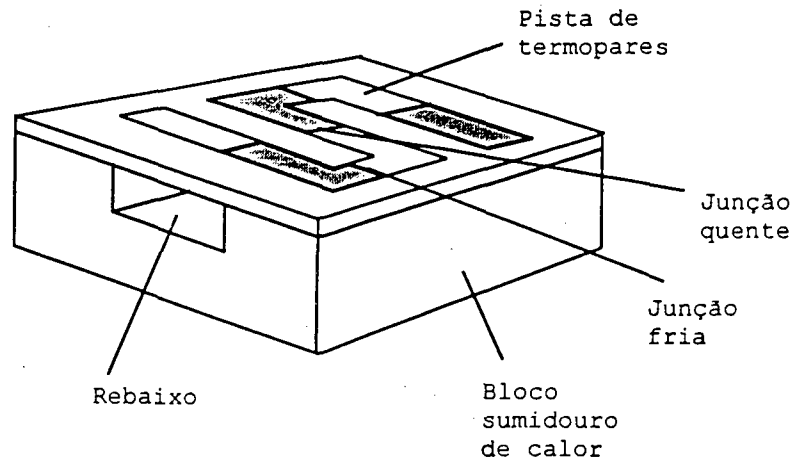


Figura 2.11 – Termopilha com rebaixo em filme de Mylar

### Sensor com furos em bloco de silício

É uma variação do dispositivo anterior. Neste tipo de sensor a densidade de junções é aumentada colocando-se junções em ângulo reto em furos na placa de base (figura 2.12). A base do sensor é formada por um bloco fino de cristal de silício orientado que serve como sorvedouro de calor. Um filme de ouro é usado como refletor sobre as juntas de referência e também para conexão elétrica. Os termopares são formados por constantan-nicromo depositados num filme de vidro (borossilicato) suspenso sobre um furo no silício (Baxter, 1978).

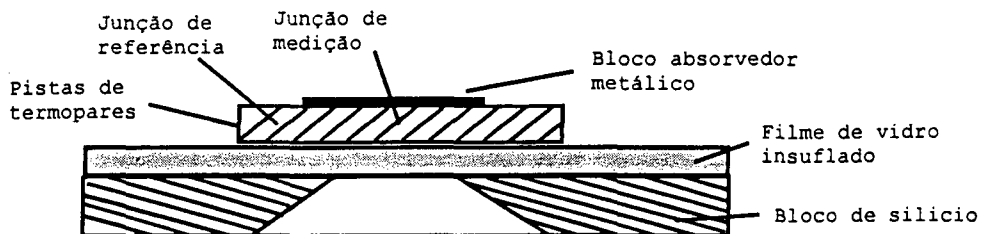


Figura 2.12 – Sensor sobre furo em um bloco de silício  
Fabricante: Leeds and Northrup

### Fluximétrico

O princípio de medição desse sensor é a utilização de um transdutor de fluxo de calor com superfície enegrecida considerando que todo o fluxo de calor que atravessa o sensor é devido à radiação incidente.

Os fluxímetros são geralmente formados pela justaposição de duas lâminas metálicas a um material isolante proporcionando um gradiente de temperatura quando um fluxo de calor atravessa esses materiais. Notadamente, a presença de um material mal condutor de calor permite o aparecimento de um gradiente detectável.

Se for desconsiderada a resistência térmica das lâminas metálicas e os desvios das linhas de fluxo nas bordas do sensor, tem-se um fluxímetro idealizado onde a lei de Fourier (unidimensional) pode ser aplicada

$$q'' = k \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (2.2)$$

sendo  $k$  é a condutividade térmica do material,  $\Delta T$  a diferença de temperatura e  $\Delta x$  a espessura do isolante.

Considerando a diferença de temperatura sendo medida por um termopar este fluxo de calor é definido por

$$q'' = \frac{k(V_{seeb}/\alpha)}{\Delta x} = \frac{k}{\alpha \Delta x} V_{seeb} \quad (2.3)$$

onde  $V_{seeb}$  é a tensão elétrica gerada pelo termopar e  $\alpha$  é o poder termoelétrico deste termopar.

A sensibilidade será dada por:

$$S = \frac{\text{sinal gerado}}{\text{fluxo de calor}} = \frac{V_{seeb}}{q''} = \frac{\Delta x}{\alpha k} \quad (2.4)$$

O poder termoelétrico e a condutividade térmica variam com a temperatura, portanto a sensibilidade deve ser determinada em função da temperatura para a calibração completa do sensor.

Para evitar a distorção do campo de fluxo de calor nas bordas, Wilkes (1950) sugere uma medição que diste da borda 5 vezes a espessura do sensor. Esta é uma aproximação para o caso de uma placa infinita.

Carslaw e Jaeger (1959) mostraram que para uma lâmina infinita inicialmente a temperatura uniforme em  $t = 0$ , submetida a um fluxo constante  $q''$ , a diferença de temperatura entre as duas faces do fluxímetro idealizado será dada por:

$$\Delta T = \left(\frac{\Delta x}{k}\right) q'' - \frac{8\Delta x q''}{k \pi^2} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{(2n+1)^2} \exp\left[-\frac{\alpha(2n+1)^2 \pi^2 t}{4\Delta x^2}\right] \sin\left[\frac{(2n+1)\pi}{2}\right] \quad (2.5)$$

a temperatura em regime permanente será:

$$\Delta T_{\infty} = \left(\frac{\Delta x}{k}\right) q'' \quad (2.6)$$

para se atingir 98 % deste tempo temos:

$$t_{\infty} = 1,5 \frac{\Delta x^2}{\alpha} \quad (2.7)$$

ou seja, uma dependência apenas da espessura ( $\Delta x$ ) e do poder termoelétrico ( $\alpha$ ).

Carslaw e Jaeger também determinaram que este tempo de resposta é válido quando a lâmina está submetida a duas temperaturas constantes e subitamente uma das faces tem sua temperatura alterada. Caso as duas temperaturas sejam alteradas instantaneamente, o tempo de resposta é acrescido em 25 %.

O desenvolvimento das equações pressupôs o uso de termopares para medição do diferencial de temperatura. No entanto, é possível o uso de outras técnicas de medição. Brown et al (1961) construíram um fluxímetro com um disco de cerâmica com espessura de 0,51 mm e utilizaram películas de platina em ambos os lados para medir o gradiente de temperatura utilizando a variação de resistência elétrica da platina. Hatfield e Wilkens (1950) construíram um sensor com um semiconductor que serve como parede isolante e como termopar de grande sensibilidade.

Em todos estes dispositivos o que caracteriza o método de medição é a determinação de um gradiente transversal de temperatura. Hager (1965) salienta que o uso destes sensores em paredes sólidas permite a determinação direta do fluxo de calor radiativo quando coberto com um material bom absorvedor de radiação, pois a resistência térmica do filme de ar presente nos ambientes usuais é muito maior que a resistência térmica de condução do sensor que possui uma espessura muito pequena.

A denominação de fluxímetro microfilme (thin foil) é estendida também aos bolômetros e termopilhas de espessura reduzida tais como o Battele e outros. Em alguns casos, nestes tipos de sensores, a própria medição adicional de uma temperatura de base (referência) permite que se associe um gradiente de temperatura ao fluxo de calor incidente. O que caracteri-

zaria um fluxímetro, no entanto, seria a possibilidade de se determinar o fluxo de calor conhecendo as propriedades dos materiais de construção e medindo o gradiente de temperatura, sem a necessidade de uma calibração prévia (Hager, 1965). Na prática, entretanto, uma série de fatores torna necessária uma calibração: a inserção de termopares altera a condutividade térmica do sensor e existem incertezas quanto à condutividade do material isolante e quanto à posição de medição da temperatura dentro do material.

O desenvolvimento dos fluxímetros tangenciais (Güths, 1994) propiciou a construção de radiômetros a partir destes fluxímetros, que apresentam como vantagem, a grande sensibilidade e pequena espessura. A solução adotada é a utilização de dois fluxímetros tangenciais, onde os materiais de cobertura apresentam um contraste de absorvidade. Como a forma de construção deste radiômetro é a partir de fluxímetros, a sua característica é a de não necessitar de calibração. Este radiômetro será detalhado posteriormente no presente trabalho.

#### 2.3.4 O medidor de Gardon

Neste tipo de sensor, um filme de constantan é colocado sobre um sumidouro de calor que é um bloco de cobre, um fio fino é fixado no centro do disco e outro ao bloco formando um termopar. O fluxo de calor incidente sobre o disco é absorvido e conduzido radialmente criando uma diferença de temperatura que é medida pelo termopar. Quando se deseja isolar o sensor dos efeitos da convecção ambiente, a frente do sensor é coberta com uma janela de safira isolada termicamente, na qual passa somente o fluxo de radiação. O esquema deste sensor está indicado na figura 2.13 (Holman, 1984).

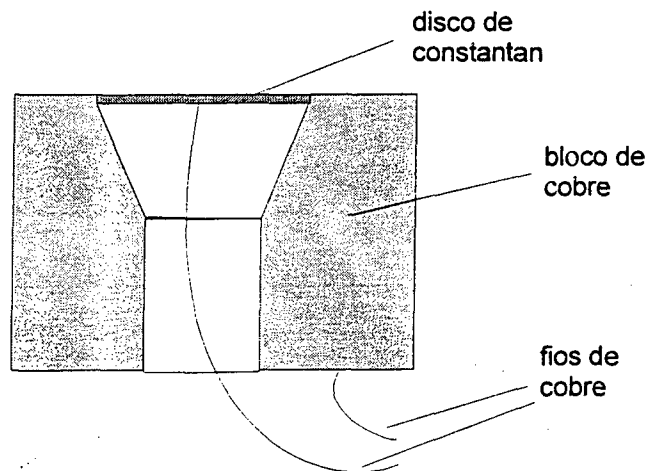


Fig. 2.13 – Medidor de Gardon

# Capítulo 3

## Propriedades Radiativas

### 3.1 Introdução

No estudo do comportamento do sensor exposto a um campo de radiação, torna-se essencial o levantamento das propriedades radiativas dos materiais utilizados, seja para melhorar a performance do sensor como para definir suas potencialidades e deficiências, ou ainda para definição do campo de aplicação e da incerteza estimada.

Neste capítulo é apresentado um resumo das propriedades radiativas dos materiais utilizados na construção dos sensores. Estas propriedades são obtidas na literatura ou são o resultado de medições efetuadas. A maior ênfase é dada para o Kapton que é um material utilizado na construção de fluxímetros e que naturalmente teve sua aplicação estendida à construção de radiômetros diferenciais.

As duas propriedades essenciais para modelação dos materiais de cobertura dos radiômetros são:

- Emissividade (modelação em ondas longas)
- Absortividade (modelação em ondas curtas)

É desejável conhecer estas propriedades em função dos comprimentos de onda (espectrais) e da direção de incidência da radiação (propriedades direcionais).

Um bom desempenho dos radiômetros é baseado em:

- Resposta espectral constante ao longo dos comprimentos de onda de interesse,
- Resposta angular coincidente com a lei do coseno para ângulos compreendidos num campo de visão de  $140^\circ$ .

### 3.2 Propriedades da tinta de cobertura

Uma das tintas que mais se aproxima de uma superfície ideal é a tinta 3M Black Velvet com a sua resposta espectral apresentada na figura 3.1. Esta foi a tinta utilizada em diversas situações tanto no sensor como nas placas de experimentação. A NASA



(www.csn.net) reporta como propriedades para esta tinta (3M Black Velvet Paint) os seguintes valores:

$$\alpha_{\text{SOLAR}} = 0,97$$

$$\epsilon_{\text{ONDAS LONGAS}} = 0,91$$

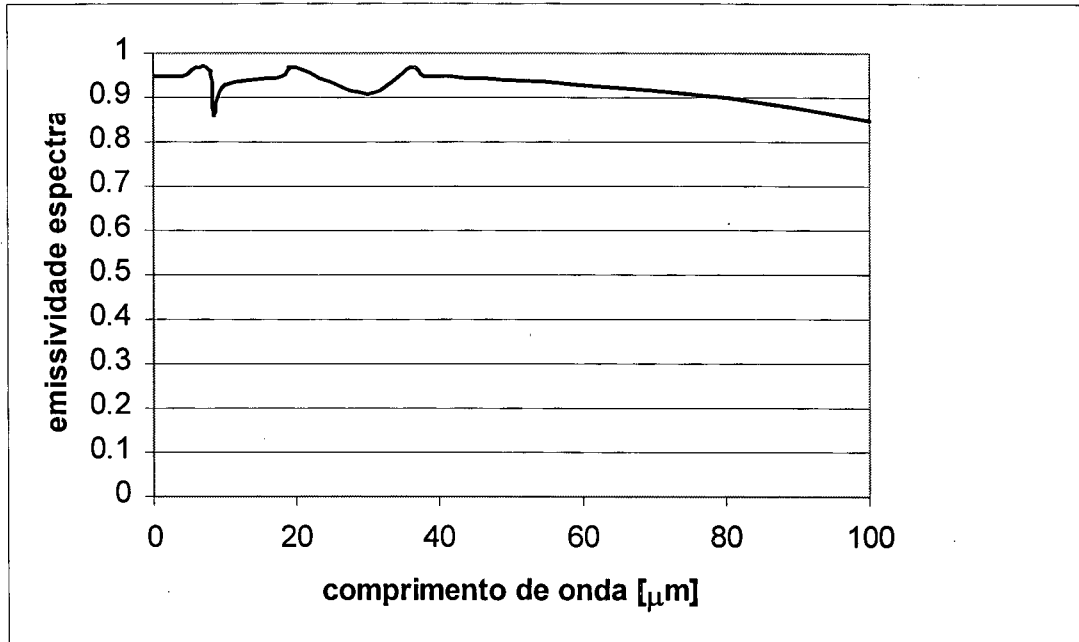


Figura 3.1 - Emissividade espectral da tinta 3M Black Velvet (Stierwalt, 1979)

### 3.3 Medição da Emissividade do Constantan

Uma amostra de lâmina de constantan (que será utilizada na construção de fluxímetros e radiômetros) foi ensaiada no Instituto de Pesquisas Espaciais (INPE) e os resultados obtidos para emissividade em ondas longas e absortividade em ondas curtas estão indicados na tabela 2, juntamente com os valores apresentados pela NASA.

Tabela 2 – valores de emissividade ( $\epsilon$ ) e absortividade ( $\alpha$ ) normais para o filme de constantan

Fonte	$\alpha$	$\epsilon_H$
INPE	$0,33 \pm 3\%$	$0,071 \pm 4\%$
NASA	0,37	0,09

### 3.4 Propriedades do Kapton

O Kapton é um produto da DuPont® bastante utilizado pela indústria aeroespacial devido a sua característica de resistência a alta temperatura (250 °C). Quando conjugado com materiais de alta refletividade, como o ouro ou o alumínio, produz um efeito de resfriamento radiativo (rejeição da radiação incidente em ondas curtas). Portanto as propriedades básicas desse material são alta emissividade em ondas longas e baixa absorvidade em ondas curtas. Por ser um material de amplo uso na indústria aeroespacial é exaustivamente testado em diversas situações.

A Sheldahl é uma indústria fornecedora de películas. Este fabricante fornece os valores da emissividade (ondas longas) e absorvidade (ondas curtas) para as películas de kapton sobre ouro e kapton sobre alumínio (Sheldahl, 1986). Os valores são apresentados na tabela 3 e plotados na figura 3.2.

Nota-se que os valores para espessura de kapton igual a zero corresponde às propriedades dos materiais de base (alumínio e ouro).

Tabela 3 - Valores de absorvidade e emissividade para diferentes espessuras de Kapton

espessura do kapton [ $\mu\text{m}$ ]	EMISSIVIDADE ondas longas		ABSORVIDADE ondas curtas		
	base em alumínio	base em ouro	base em alumínio	base em ouro	
0	0,05	0,03	0,14	0,30	⇒ p/ o material de base
12	0,56	0,55	0,33	0,31	
25	0,70	0,65	0,35	0,33	
50	0,79	0,75	0,38	0,34	
75	0,85	0,81	0,41	0,37	
125	0,93	0,86	0,45	0,41	

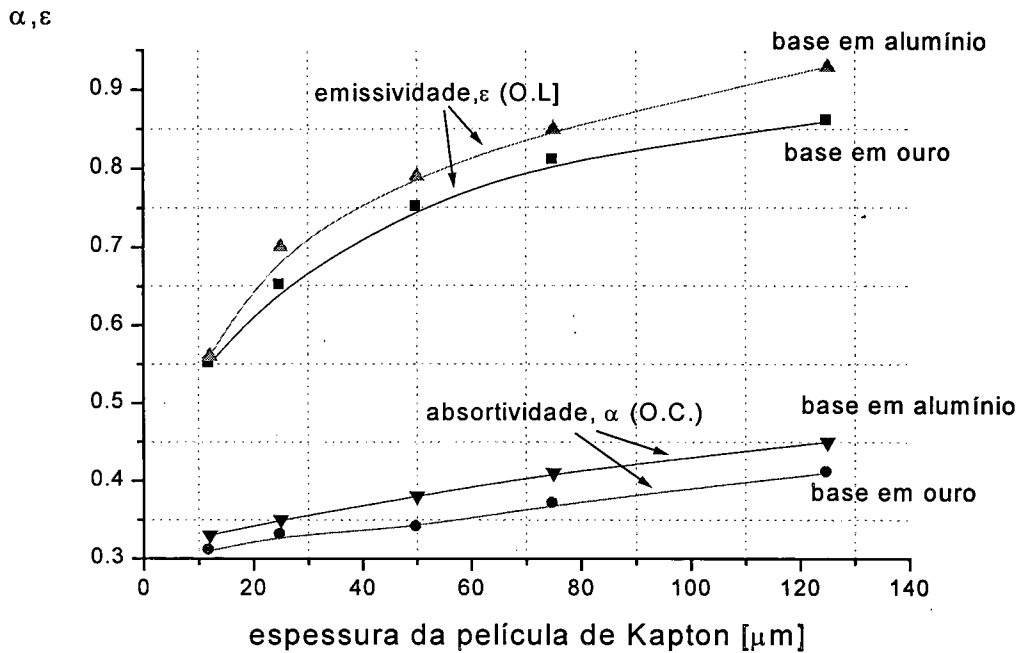


Figura 3.2 - Absortividade e emissividade para diferentes espessuras de Kapton (Sheldahl, 1986).

### Dados de emitância e absorptância para películas de Kapton

Ohnishi e Thayashi (1983) realizaram testes com películas de Kapton (espessura = 50  $\mu\text{m}$ ) e Teflon (espessura = 25  $\mu\text{m}$ ) sobre alumínio. As figuras 3.3 e 3.4 apresentam uma curva aproximada dos valores de refletância em ondas curtas (solar) para ângulos de incidência de  $5^\circ$  e  $60^\circ$ , indicando pequena variação no valor da absorptância para as películas de Kapton e Teflon. A figura 3.5 apresenta um resumo destes resultados (valores médios), onde se nota uma maior variação para a película de Kapton.

Estes resultados também indicam a possibilidade de construção de dispositivos para medição das radiações ultravioletas, pela conjugação de películas de Kapton e Teflon, porque como se pode observar nas figuras 3.3 e 3.4 ambas possuem a mesma absorptância acima de 0,5  $\mu\text{m}$ , sendo que abaixo deste comprimento de onda o Kapton passa a ser altamente absorvedor e o Teflon permanece constante. Portanto a diferença entre a quantidade de radiação absorvida com películas de Kapton e de Teflon em ondas curtas representa a parcela de radiação ultravioleta absorvida pelo Kapton.

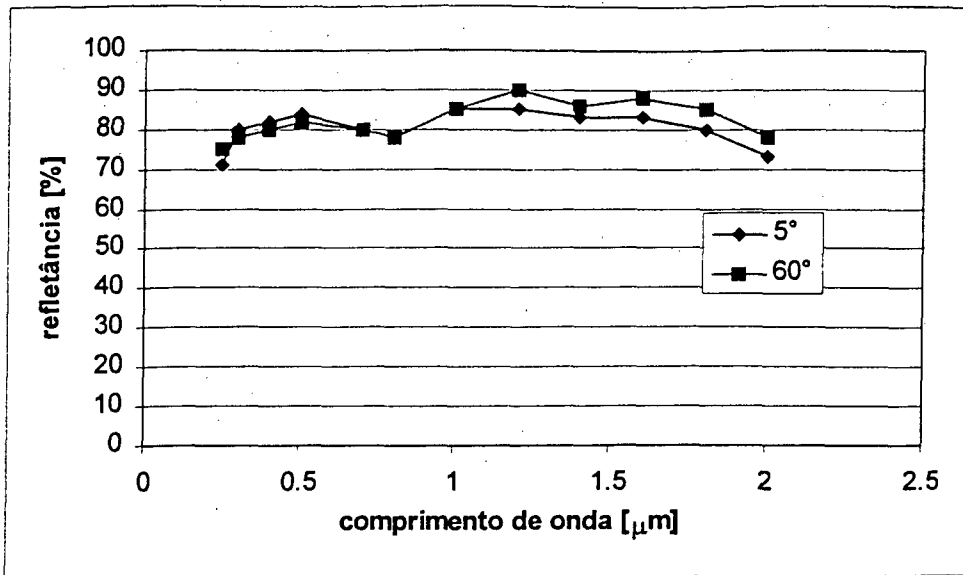


Figura 3.3 -- Refletância de Teflon (espessura = 50 μm), sobre alumínio.

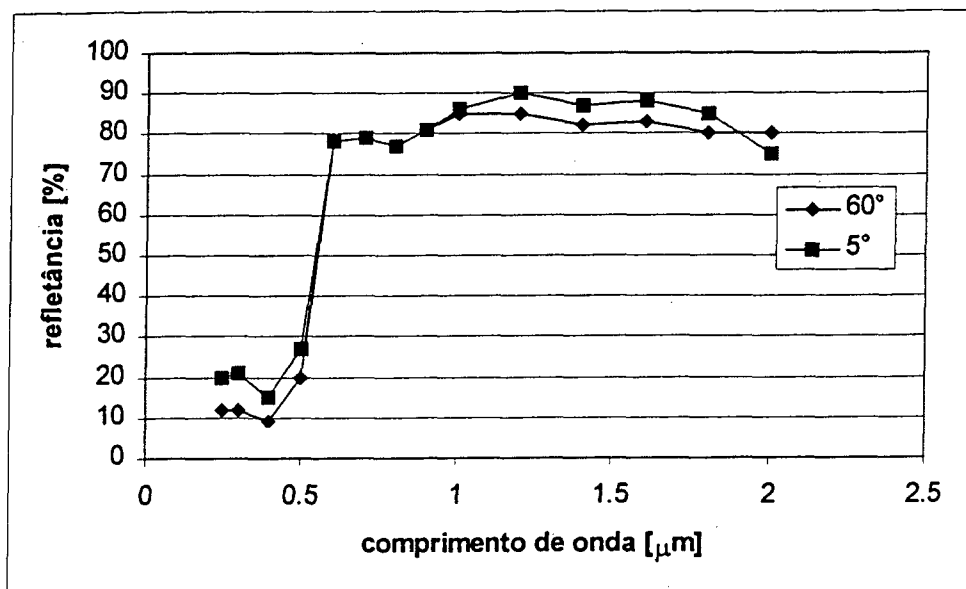


Figura 3.4 - Refletância de uma película de Kapton (espessura = 50 μm), sobre alumínio

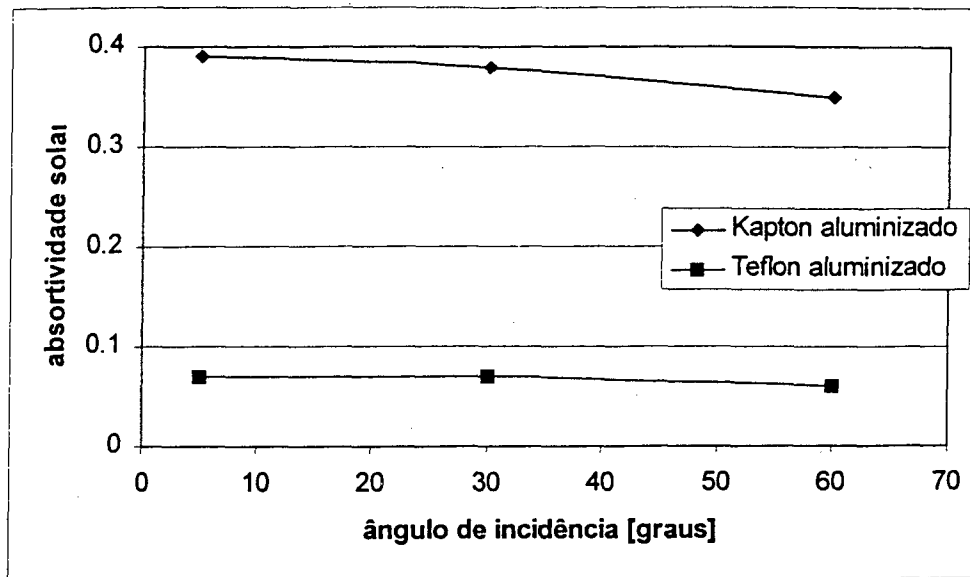


Figura 3.5 - Absortividade solar para películas de Teflon (espessura = 25  $\mu\text{m}$ ) e Kapton (espessura = 50  $\mu\text{m}$ ), sobre alumínio.

Chauoat e Walker (1983) testaram películas de Kapton e Teflon. Os resultados obtidos se referem a absorptância em ondas curtas e emitância em ondas longas. Os testes foram realizados em câmara de vácuo. Os resultados da emissividade hemisférica estão indicados na tabela 4. A tabela 5 apresenta o comportamento da película de Kapton, quando temos a simulação de ondas curtas com lâmpada de xenônio e de tungstênio.

Tabela 4 - Emitância do Kapton (esp 75  $\mu\text{m}$ ) sobre alumínio.

T [°C]	$\epsilon_H$
57,4	0,79
34,4	0,78
13,7	0,77
-2,6	0,76

Tabela 5 – Absortância da película de Kapton (esp 75  $\mu\text{m}$ ) sobre alumínio.

Absortância $\theta = 0^\circ$	
Lâmpada de Xenônio	Lâmpada de Tungstênio
0,44	0,35

Uma das conclusões do trabalho de Chauoat e Walker é de que a variação da emitância com a temperatura é desprezível (tabela 4). Por sua vez a absortividade direcional para uma variação no ângulo de incidência de 0 a  $50^\circ$  alterou-se de 0,35 para 0,38 (8,6 %) em ondas curtas com uso de lâmpada de tungstênio (o valor para  $\theta = 0$  está indicado na tabela 5).

Touloukian et al (1972) determinaram as refletividades espectrais de uma película de Kapton (esp = 25  $\mu\text{m}$ ) sobre alumínio (figura 3.6). Fica evidente nesta medição a boa absorção de radiação em comprimentos de onda entre 5 e 10  $\mu\text{m}$ , uma baixa absorção em comprimentos de onda abaixo de 5  $\mu\text{m}$  (na faixa da radiação solar) e valores variáveis acima de 10  $\mu\text{m}$ .

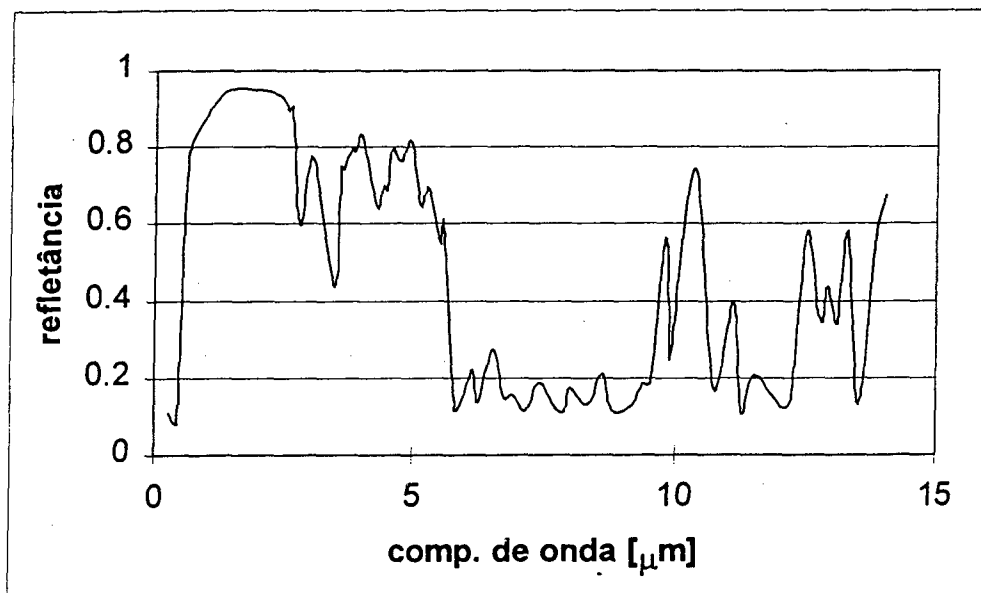


Fig. 3.6 - Reflectância espectral para uma película de Kapton (esp.= 25  $\mu\text{m}$ ) sobre alumínio

### Propriedades do kapton conjugado com resina epóxi

Na construção dos radiômetros as coberturas utilizadas não são exatamente as apresentadas na literatura, principalmente quanto ao uso de colas epóxi para a montagem de várias camadas de materiais. Com o objetivo de determinar as variações que ocorrem nestes casos, três amostras tiveram os valores de transmitância espectrais normais obtidos em ensaios realizados no laboratório CETHIL INSA - Lyon (França) e estão mostrados nas figuras 3.7 a 3.9.

Cada uma das amostras se refere a:

Amostra 1 - filme de Kapton (espessura de 13  $\mu\text{m}$ )

Amostra 2 - filme de Kapton (espessura de 13  $\mu\text{m}$ ) + resina epóxi (esp = 37  $\mu\text{m}$ )

Amostra 3 - filme de Kapton (espessura de 50  $\mu\text{m}$ )

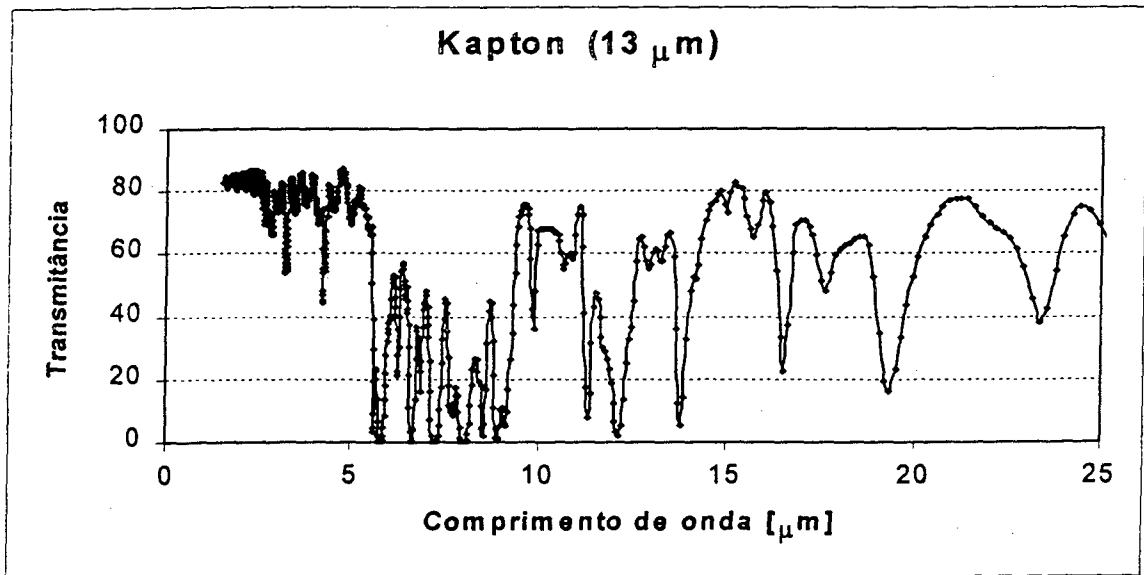


Figura 3.7 - Transmissividade espectral normal da amostra 1, espessura = 13  $\mu\text{m}$ .

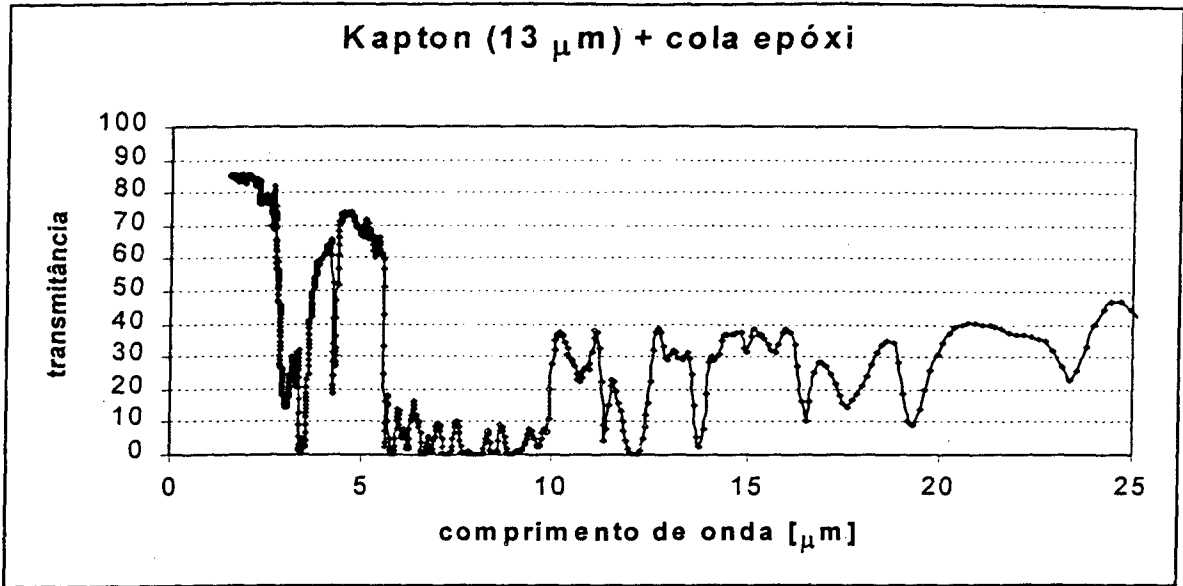


Figura 3.8 – Transmissividade espectral normal da amostra 2, espessura total = 50  $\mu\text{m}$ .

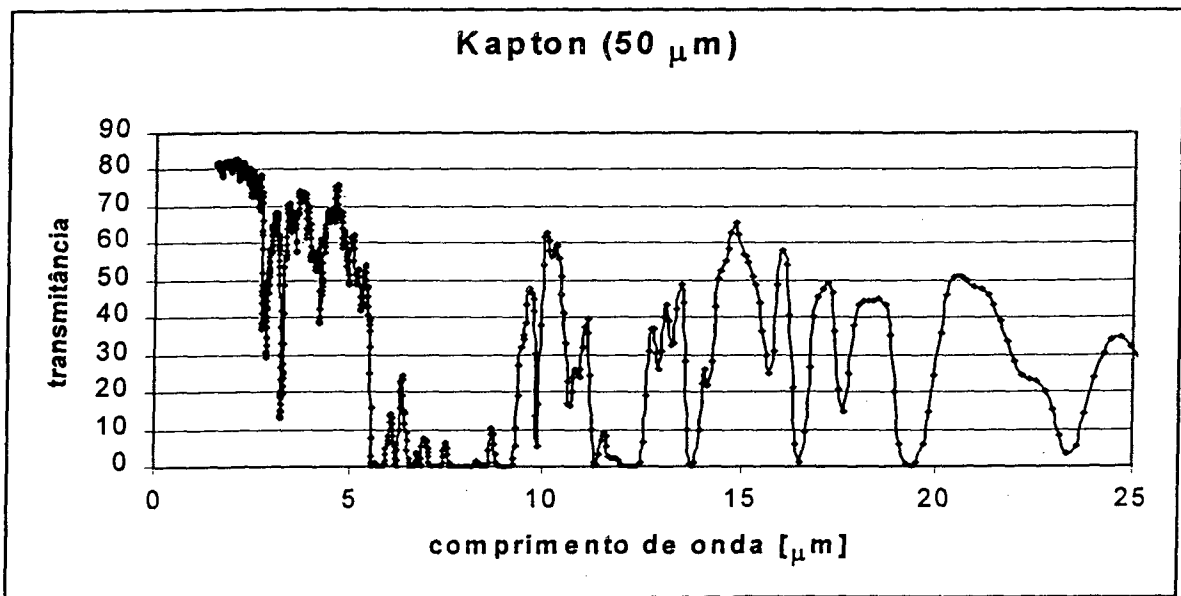


Figura 3.9 – Transmissividade espectral normal da amostra 3 espessura = 50  $\mu\text{m}$ .



A partir dos dados de transmitância espectral para as amostras podemos calcular a transmitância quando a radiação incidente é a de um corpo negro a uma dada temperatura. A transmitância é dada por (Incropera e DeWitt, 1990):

$$\tau = \frac{\int_0^{\pi} \tau_{\lambda}(\lambda) G_{\lambda}(\lambda) d\lambda}{\int_0^{\pi} G_{\lambda}(\lambda) d\lambda} \quad (3.1)$$

As integrais foram simplificadas para um somatório, tomando-se os valores de transmissividade espectral medidos como centrais.

$$\tau = \frac{\sum_{1,5}^{25} \tau_{\lambda}(\lambda) E_{\lambda,B}(\lambda) \Delta\lambda}{\sum_{1,5}^{25} E_{\lambda,B}(\lambda) \Delta\lambda} \quad (3.2)$$

onde:

$\tau$  = transmitância total da película de Kapton

$\tau_{\lambda}(\lambda)$  = transmitância espectral medida

$E_{\lambda,B}$  = irradiância espectral do corpo negro [W / m<sup>2</sup> μm]

$\Delta\lambda$  = intervalo de comprimento de onda [μm]

Pela distribuição de Planck, a intensidade associada ao comprimento de onda será dada por (Incropera e DeWitt, 1990):

$$E_{\lambda,B} = \frac{C_1}{\lambda^5 [\exp(C_2/\lambda\tau) - 1]} \quad (3.3)$$

onde:

$C_1 = 3,742 \times 10^8$  [W μm<sup>4</sup>/m<sup>2</sup>]

$C_2 = 1,439 \times 10^4$  [μm K]

Na equação 3.2 os intervalos de comprimento de onda não são constantes sendo calculados através da equação 2.4 que representa metade do intervalo de comprimento de onda entre dois valores discretos do ensaio, ver figura 3.10.

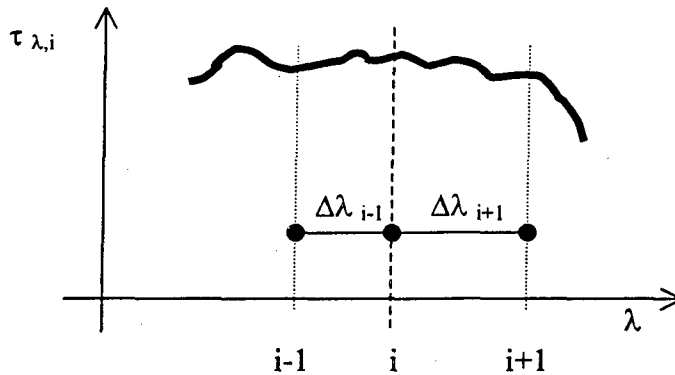


Figura 3.10 – Intervalos de comprimento de onda

$$\Delta\lambda_i = \frac{\Delta\lambda_{i+1} + \Delta\lambda_{i-1}}{2} \tag{3.4}$$

Finalmente usando a equação (3.2) a transmissividade das amostras é calculada considerando a emissão de corpo negro a 350 e 400 K, que representam temperaturas de interesse para análise. Os comprimentos de onda de 1,5 a 25  $\mu\text{m}$  correspondem aos comprimentos de onda do ensaio. Na tabela 6 estão indicadas as transmitâncias calculadas.

Tabela 6 - Transmitância em ondas longas calculadas para as amostras

	Temperatura [K]	
	350 K	400 K
Kapton 13 $\mu\text{m}$	0,46	0,46
Kapton 13 $\mu\text{m}$ + cola epóxi	0,21	0,21
Kapton 50 $\mu\text{m}$	0,23	0,23

Destes resultados (tabela 6) conclui-se que nesta faixa de temperaturas a variação de transmissividade é desprezível, considerando-se a emissão de um corpo negro. A camada de resina epóxi mais kapton acaba tendo uma transmitância bem próxima à do filme de Kapton de mesma espessura total (amostras 2 e 3), ou seja, pode-se modelar esta camada de cola da mesma forma que o Kapton.

Através das amostras testadas, evidencia-se mais uma vez a transparência do Kapton em ondas curtas (baixa absorvidade) e a absorvidade mais alta em ondas longas evidenciada pela diminuição na transmitância com o aumento da espessura de Kapton (figuras 3.7 a 3.9).

Embora as medições tenham mostrado variações desprezíveis para as propriedades radiativas com a alteração da temperatura do corpo emissor, a utilização destas películas em radiômetros ainda apresenta restrições de utilização nas faixas de temperatura indicadas (350 a 400 K), se o corpo não possuir um espectro de emissão próximo a distribuição de um corpo negro.

## Capítulo 4

# EFEITOS TERMOELÉTRICOS EM CIRCUITOS A ELETRODOS DEPOSITADOS

### 4.1 Introdução

Os fenômenos termoelétricos são largamente utilizados no campo da instrumentação (ex. termopares) e da conversão de energia (resfriamento ou geração termoelétrica). Os desenvolvimentos científicos neste campo estão frequentemente centrados na obtenção de materiais com poder termoelétrico elevados. Dispositivos a termopilha são realizados com o objetivo de aumentar o fraco valor da força eletromotriz (f.e.m.) termoelétrica. Contudo a dificuldade de realizar as junções termoelétricas de maneira simples e barata acabou bloqueando a difusão dessa tecnologia no meio industrial. A tecnologia de fabricação de circuitos bimetálicos via deposição eletrolítica (ou química) facilitou a construção de termopilhas, pois eliminou a necessidade de soldagem das junções (Calvet e Prat, 1956, Thery e Pauquet, 1980). A principal aplicação desse tipo de termopilha é a construção de transdutores de fluxo de calor (Andreta et al., 1983, Thery e Marechal, 1980). Nesse dispositivo em particular a sensibilidade de medição é fortemente dependente das propriedades termofísicas dos materiais utilizados e das dimensões de cada célula (Güths, 1994). A otimização dos parâmetros dimensionais requer o conhecimento do ponto exato onde se dá a medição da temperatura em cada junção da termopilha.

Neste item será apresentado uma análise teórica do poder termoelétrico em circuitos a eletrodos depositados, com ênfase na região de interface da junção onde a medição da temperatura é realizada. Será igualmente apresentado um estudo do poder termoelétrico para diferentes pares de materiais em função das espessuras dos pares termoelétricos.

### 4.2 Circuito bimetálico

Como descrito anteriormente, a necessidade de simplificar o modo de fabricação de circuitos termoelétricos (eliminando a soldagem) conduziu à utilização de circuitos bimetálicos, realizados por deposição eletrolítica (ou química) de uma camada metálica de grande

condutividade (material 2- figura 4.1) sobre um suporte metálico de condutividade inferior e poder termoelétrico diferente (material 1, figura 4.1).

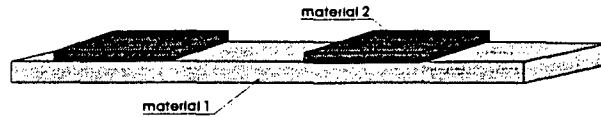


Figura 4.1 - Circuito termoelétrico bimetálico

Para definir o poder termoelétrico ao longo de um tal circuito, a definição de Hannay (1959) será utilizada: “o poder termoelétrico de um material é a medida da tendência dos portadores livres de se deslocar de regiões quentes para regiões frias. Esse deslocamento resulta na aparição de uma diferença de potencial de Seebeck de amplitude suficiente para anular a corrente elétrica criada pelo deslocamento de cargas no circuito.”

Para calcular o poder termoelétrico num ponto qualquer de um circuito não homogêneo deve-se, então, estabelecer a relação entre a corrente elétrica neste ponto e os gradientes de potencial e de temperatura, e depois deduzir qual relação deve existir entre essas quantidades para anular a corrente elétrica nesse ponto do circuito.

### Regiões metálicas homogêneas

Nas partes não recobertas do circuito bimetálico em presença de um gradiente térmico, a lei de Ohm local se generaliza sob a forma:

$$j = \sigma E - \sigma \alpha \nabla T \quad (4.1)$$

onde  $j$  = vetor densidade de corrente (A/m),  $\sigma$  = condutividade elétrica (Siemens/m),  $\alpha$  = poder termoelétrico (V/K),  $E$  = vetor gradiente de potencial elétrico (V/m) e  $\nabla T$  = vetor gradiente de temperatura (K/m). Para anular a densidade de corrente local, o gradiente de potencial elétrico deve ser proporcional ao gradiente de temperatura. A corrente elétrica será anulada se:

$$\alpha = \frac{E}{\nabla T} \quad (4.2)$$

o que corresponde à definição habitual do poder termoelétrico.

### Regiões recobertas pelo depósito metálico

O mesmo método pode ser utilizado para determinar o poder termoelétrico nas regiões recobertas pelo depósito metálico. Considerando a temperatura constante segundo a direção transversal do circuito, a corrente elétrica circulando segundo a direção axial deve ser nula.

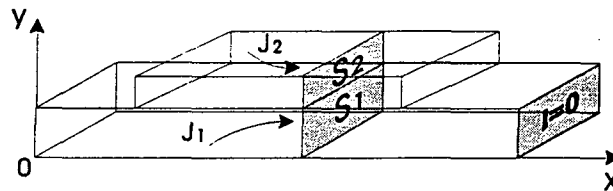


Figura 4.2 - Definição das superfícies de integração das densidades de corrente

As expressões das correntes  $I_1$  e  $I_2$  atravessando as superfícies transversais são obtidas através das relações de definição:

$$I_1 = \iint_{S_1} j_1 dS_1 \quad e \quad I_2 = \iint_{S_2} j_2 dS_2 \quad (4.3)$$

onde  $S_1$ ,  $S_2$  = área da seções transversais 1 e 2 ( $m^2$ ). Quando as espessuras do depósito e do substrato são constantes e as linhas de corrente plenamente desenvolvidas, as equações precedentes se reduzem à:

$$I_1 = S_1 j_1 \quad e \quad I_2 = S_2 j_2 \quad (4.4)$$

Por definição, a corrente atravessando a seção transversal da camada bimetalítica segundo a direção O-x deve ser nula, ou seja:

$$I = (\sigma_1 S_1 + \sigma_2 S_2) E_x - (\alpha_1 \sigma_1 S_1 + \alpha_2 \sigma_2 S_2) \Delta T_x = 0 \quad (4.5)$$

Essa expressão pode ser identificada como a lei de Ohm generalizada aplicada aos condutores apresentando uma condutividade elétrica equivalente ( $\sigma_{eq}$ ).

$$I = \sigma_{eq} (S_1 + S_2) E_x - \sigma_{eq} \alpha_{eq} (S_1 + S_2) \Delta T_x = 0 \quad (4.6)$$

Por comparação das equações 4.5 e 4.6 obtêm-se que a condutividade linear pode ser expressa por:

$$\sigma_{eq} (S_1 + S_2) = \sigma_1 S_1 + \sigma_2 S_2 \quad (4.7)$$

ou seja

$$\sigma_{eq} = \frac{\sigma_1 S_1 + \sigma_2 S_2}{S_1 + S_2} \quad (4.8)$$

o que conduz a um poder termoelétrico equivalente ( $\alpha_{eq}$ ) dado pela relação:

$$\alpha_{eq} = \frac{\alpha_1 \sigma_1 S_1 + \alpha_2 \sigma_2 S_2}{\sigma_1 S_1 + \sigma_2 S_2} \quad (4.9)$$

O poder termoelétrico equivalente ( $\alpha_{eq}$ ) depende então não somente dos poderes termoelétricos dos materiais envolvidos, mas igualmente das condutividades elétricas e das áreas das seções transversais.

### Efeito Seebeck em circuitos bimetálicos

Um termopar realizado por metalização parcial de um fio ou filme metálico gera uma diferença de potencial, por efeito Seebeck, proporcional à diferença de temperatura entre as extremidades dos eletrodos depositados (junções termoelétricas).

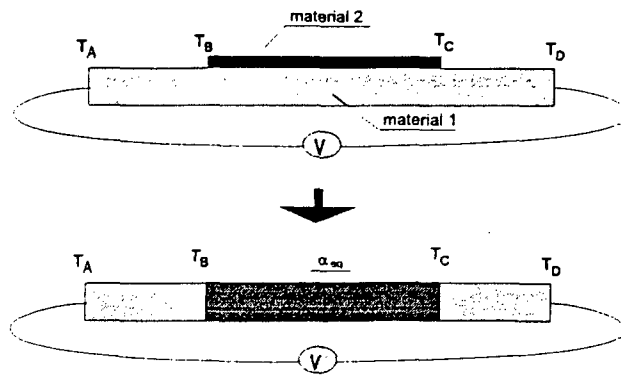


Figura 4.3 - Termopar a eletrodo depositado: circuito equivalente

A diferença de potencial entre os pontos A e B do circuito (Figura 4.3) é obtida por integração do gradiente de potencial elétrico entre estes dois pontos. Como:

$$E = \alpha \Delta T \quad \text{ou} \quad \frac{\partial V}{\partial x} = \alpha \frac{\partial T}{\partial x} \quad (4.10)$$

a integração de A a B conduz à:

$$V_B - V_A = \int_A^B \alpha_1 dT \quad (4.11)$$

Seguindo a mesma metodologia, a diferença de potencial medida por efeito Seebeck (V) é obtida pela integração do gradiente de potencial sobre o caminho A-D.

$$V = \int_A^B \alpha_1 dT + \int_B^C \alpha_{eq} dT + \int_C^D \alpha_1 dT \quad (4.12)$$

e considerando que as temperaturas nas extremidades do circuito são iguais ( $T_A=T_D$ ), então:

$$V = (\alpha_1 - \alpha_{eq})(T_B - T_C) \quad (4.13)$$

Ou seja, a f.e.m. Seebeck é proporcional a diferença de poder termoelétrico entre o substrato e a região com o depósito metálico. A figura 4.4 mostra a diferença de poder termoelétrico de alguns pares de materiais em função da relação de áreas ( $S_2/S_1$ ) dos mesmos.



Nota-se que o bismuto depositado sobre uma base de antimônio atinge uma grande diferença de poder termoelétrico, mas requer uma grande espessura de depósito. A causa é a baixa diferença de condutividade elétrica dos dois materiais. Na fabricação de termopilhas com pequenas dimensões essa característica pode ser prejudicial, pois a alta condutância térmica provoca um “curto circuito” térmico entre as junções, diminuindo a sensibilidade do dispositivo. O mesmo pode ser dito para o par ferro/Constantan.

Já os pares cobre/Constantan e ouro/Constantan (sendo o Constantan o substrato), apesar de apresentarem uma diferença de poder termoelétrico apenas regular, não requerem um depósito muito espesso. O motivo é o alto contraste de condutividade elétrica dos dois materiais. O par Chromel/Alumel não apresenta grande interesse prático, pois a deposição desta liga é de difícil realização.

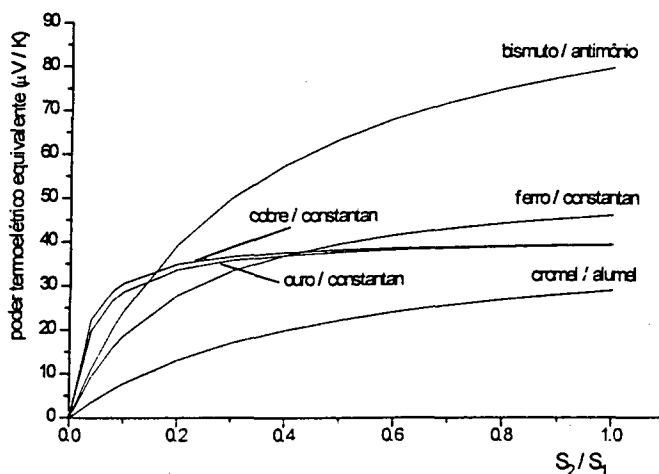


Figura 4.4 - Diferença do poder termoelétrico em função da relação de áreas ( $S_2/S_1$ ) (índice 2 = depósito; índice 1 = substrato)

### Região de interface

Na otimização de dispositivos que utilizam circuitos a eletrodos depositados (ex. fluxímetros), o conhecimento do ponto exato onde ocorre a medição da temperatura tem uma importância fundamental. Conforme visto na equação 4.13, a f.e.m. Seebeck aparece quando existe uma diferença de poder termoelétrico, no caso  $\alpha_1 - \alpha_{eq}$ . Como  $\alpha_{eq}$  é constante ao longo

da região depositada, a medição da temperatura ocorre na região de transição em que  $\alpha_{eq}$  evolui para  $\alpha_1$ . Para caracterizar de uma maneira mais simples a evolução de  $\alpha_{eq}$ , considera-se o circuito em questão, conectado a um voltímetro com resistência interna R. Se o termopar produz uma f.e.m. então haverá uma corrente elétrica circulando, e ela atravessará preferencialmente a camada depositada que necessariamente apresenta uma maior condutividade elétrica. A figura 4.5 mostra esquematicamente as linhas de corrente.

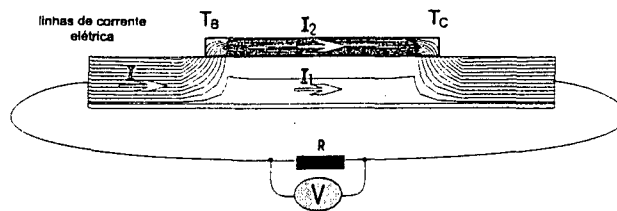


Figura 4.5 - Linhas de corrente elétrica em um circuito bimetálico

Quando uma corrente elétrica  $I$  atravessa o circuito, a repartição entre os condutores (indicados por 1 e 2) se efetua segundo as relações:

$$I_1 = I \cdot \frac{\sigma_1 S_1}{\sigma_1 S_1 + \sigma_2 S_2} \quad \text{e} \quad I_2 = I \cdot \frac{\sigma_2 S_2}{\sigma_1 S_1 + \sigma_2 S_2} \quad (4.14)$$

e substituindo na Eq. 4.9, obtêm-se

$$\alpha_{eq} = \frac{\alpha_1 I_1 + \alpha_2 I_2}{I} \quad (4.15)$$

A análise das linhas de corrente pode, dessa forma, determinar a evolução do poder termoelétrico. As linhas de corrente foram determinadas através de um programa de simulação numérica (programa Fluent) empregando uma analogia térmica-elétrica, onde:

condutividade térmica = condutividade elétrica

temperatura = potencial elétrico

fluxo de calor = corrente elétrica

A região de transição da célula termoelétrica apresentada na figura 4.6 foi discretizada: 120 x 30 células, coordenadas ortogonais, problema bidimensional; e como condições de contorno

foram consideradas as superfícies superior e inferior isoladas, e as faces direita e esquerda submetidas a temperaturas constantes e diferentes. A figura 4.6 mostra esquematicamente as linhas de fluxo (que correspondem as linhas de corrente elétrica) na região de interface depósito-substrato, e também a evolução do poder termoelétrico nessa região para um substrato de constantan com 25  $\mu\text{m}$  de espessura e um depósito de cobre com 5  $\mu\text{m}$  de espessura.

Nota-se que a transição do poder termoelétrico ocorre nos primeiros 50  $\mu\text{m}$  contados a partir do início da junção. A figura 4.7 mostra a distância em que ocorre 98% da variação do poder termoelétrico para o par cobre/constantan em função da relação de espessuras.

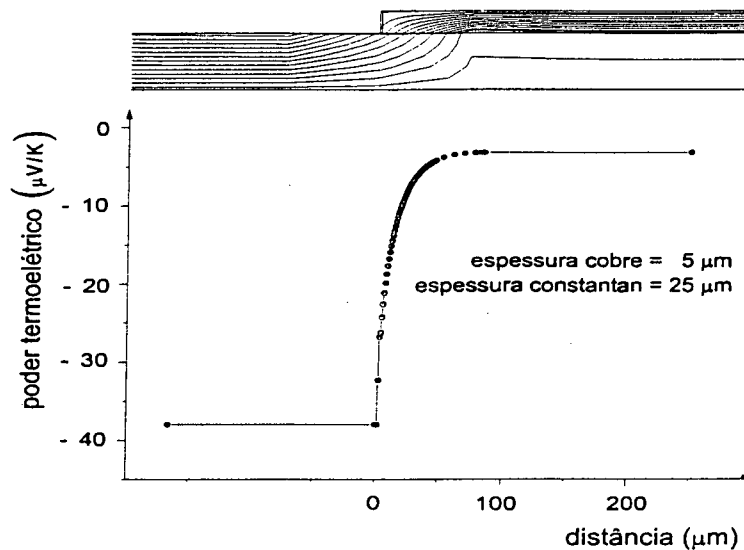


Figura 4.6 - Linhas de corrente elétrica e poder termoelétrico para 25  $\mu\text{m}$  de constantan e 5  $\mu\text{m}$  de cobre

Os resultados apresentados na figura 4.7 indicam que a variação do poder termoelétrico ocorre quase que totalmente em uma região inferior a 60  $\mu\text{m}$ , contados a partir do início da junção. Esse resultado auxilia na determinação das células de medição da temperatura numa discretização de dispositivos que utilizam circuitos termoelétricos a eletrodos depositados.

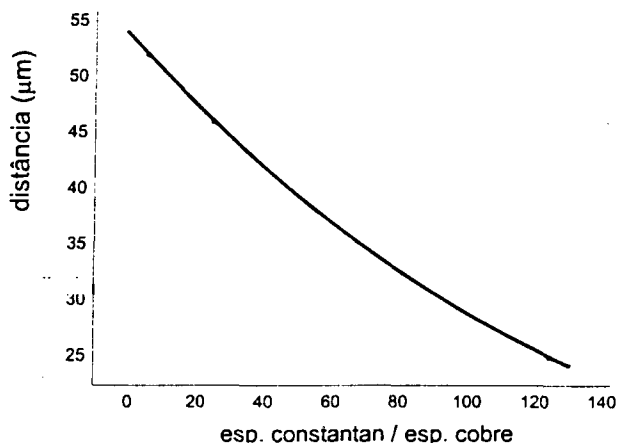


Figura 4.7 - Distância a partir da junção em que ocorre 98% da variação do poder termoelétrico para o par cobre/constantan em função da relação de espessuras

Em resumo, a análise das linhas de corrente circulando pelo circuito termoelétrico permitiu a determinação do poder termoelétrico em cada ponto do circuito. Verificou-se que a transição do poder termoelétrico ocorre nos primeiros 50  $\mu\text{m}$  contados a partir do início de uma junção cobre/constantan. Numa análise de diferentes pares de materiais, determinou-se a diferença de poder termoelétrico em função da relação de espessura dos materiais.

### 4.3 Determinação experimental do poder termoelétrico em um circuito bimetálico

#### 4.3.1 Objetivo

A determinação experimental do poder termoelétrico equivalente, além de validar a teoria apresentada para os circuitos a eletrodos depositados, permite que se obtenha uma estimativa de erros provocados por outras variáveis das quais não foi possível avaliar as incertezas. Assim, por exemplo, as incertezas das propriedades assumidas para os materiais utilizados (como a condutividade elétrica e o poder termoelétrico) aparecem na diferença entre o valor teórico calculado e o valor determinado experimentalmente. O resultado obtido equivale à determinação da margem de erro que se tem na avaliação do poder termoelétrico para os materiais correntemente utilizados na construção dos sensores de radiação que se quer testar.

Com este objetivo um circuito bimetálico, uma pista de cobre sobre constantan, foi utilizada para este experimento. A figura 4.8 ilustra esta montagem experimental onde se pretende manter as junções do circuito bimetálico a diferentes temperaturas.

### 4.3.2 Procedimento e Resultados

Na figura 4.9 é mostrado a equivalência para o circuito bimetálico utilizado e na figura 4.10 um corte esquemático da montagem. O banho termostático circula água pelo tubo de cobre cuja superfície é mantida à mesma temperatura pela utilização de um isolante (poliestireno). Este tubo está em contato com uma das junções (junção quente). A outra junção (junção fria) é mergulhada num banho de gelo fundente servindo como junta de referência para a medição. O banho termostático será utilizado para manter constante a temperatura da junção quente durante a medição. As outras duas extremidades da pista são coladas a uma placa de aço e expostas ao ambiente. A medição da diferença de temperatura com o termopar diferencial e da tensão gerada é realizada com o microvoltímetro, e a temperatura do banho é indicada pelo termômetro de coluna do banho termostático (resolução de 0,1 K).

Como as duas extremidades estão mantidas a mesma temperatura a diferença de potencial observada é função de:

$$V = \alpha_{eq-cons\ tan\ tan} (T_H - T_L) \quad (4.16)$$

$V$  = tensão gerada pelo efeito Seebeck [V]

$\alpha_{eq-constantan}$  = poder termoelétrico da junção equivalente (Cu-Constantan) e o constantan [V/K]

$T_H - T_L$  = diferença de temperatura mantida entre a junção quente e a junção fria [K]

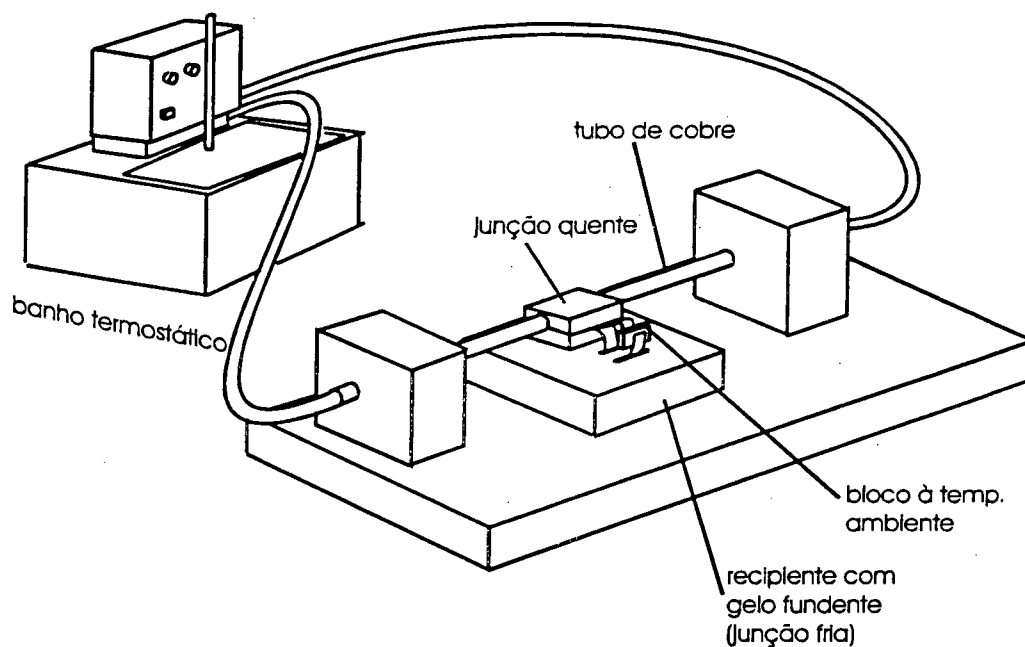


Figura 4.8 – Experimento para medição do poder termoeletrico equivalente do termopar a eletrodo depositado.

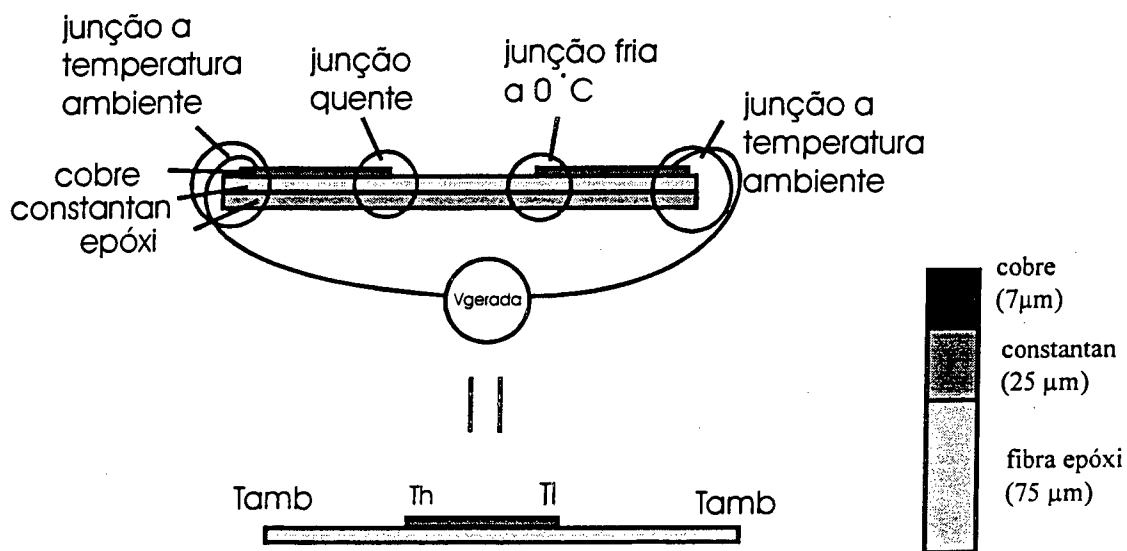


Figura 4.9 – Configuração do experimento, equivalência e espessuras utilizadas

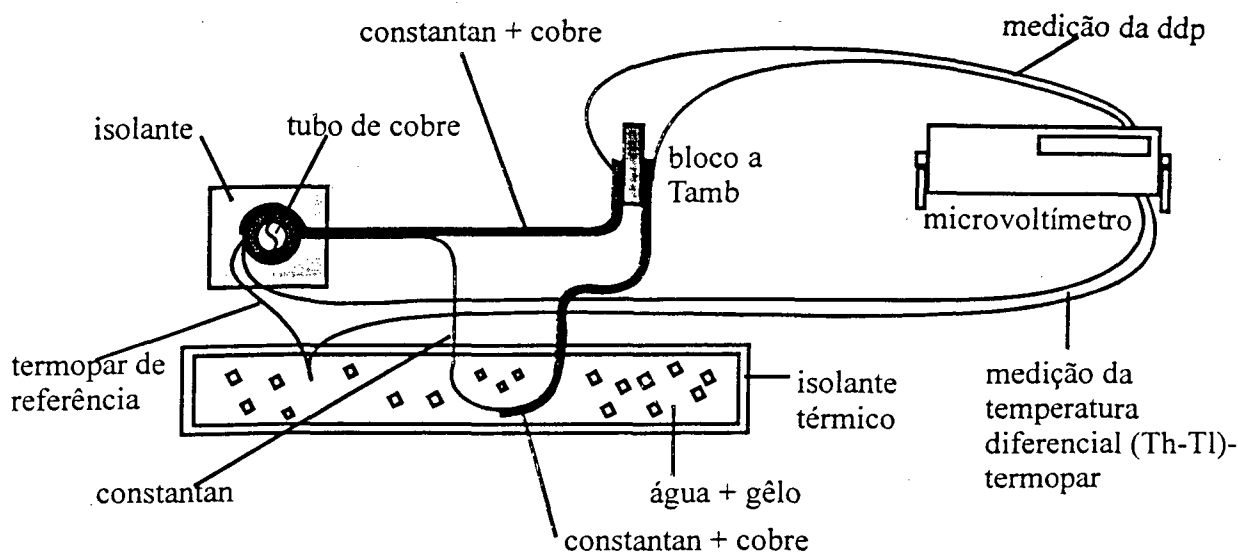


Figura 4.10 – Corte transversal esquemático da montagem experimental mostrando os pontos de medição e as pistas.

Os valores de tensão para o caso do termopar diferencial são transformados em valores de temperatura pela utilização do polinômio em séries de potência proposto pelo National Bureau of Standards (NBS) para o par cobre-constantan (eq. 4.17 e tabela 7). Utilizando esta correlação temos os valores de diferença de temperatura indicados na tabela 8 onde a última coluna representa os valores de tensão do termopar diferencial convertidos em temperatura.

$$T = a_0 + a_1x + a_2x^2 + a_3x^3 + \dots + a_Nx^N \tag{4.17}$$

Tabela 7- Valores dos coeficientes para o termopar cobre-constantan

coeficiente	cobre(+) versus constantan (-)
a <sub>0</sub>	0,100860910
a <sub>1</sub>	25727,94369
a <sub>2</sub>	-767345,8295
a <sub>3</sub>	78025595,81
a <sub>4</sub>	-9247486589
a <sub>5</sub>	6,97688 e +11
a <sub>6</sub>	-2,66192 e +13
a <sub>7</sub>	3,94078 e +14

Tabela 8 – Dados obtidos da medição

$T_{\text{banho}} [^{\circ}\text{C}]$	$V_{\text{termopar}} [\text{mV}]$	$V_{\text{gerada}} [\text{mV}]$	$\Delta T [^{\circ}\text{C}]$
24,5	0,929	0,781	23,4
25,5	0,973	0,821	24,5
30,0	1,145	0,968	28,6
40,0	1,557	1,313	38,5
50,0	1,968	1,651	48,2
60,5	2,411	2,016	58,5
70,0	2,821	2,348	67,8
80,0	3,257	2,705	77,6
90,0	3,715	3,075	87,7
95,0	3,934	3,244	92,5

É necessário lembrar que a f.e.m. gerada pelo termopar não é linear com relação à temperatura como também o poder termoelétrico do termopar (figura 4.11). Para uma faixa de temperatura com variação de até 200 K pode-se admitir que o poder termoelétrico (Güths, 1994) varia segundo a relação abaixo

$$\alpha = a + bT \quad (4.18)$$

onde  $T$  é a temperatura em  $^{\circ}\text{C}$ .

Na figura 4.12, mostra-se os valores de tensão gerada pelo termopar contra a diferença de temperatura nas junções. Através do ajuste pelos pontos experimentais utilizando a equação 4.18 obtemos

$$\alpha = 33,4 + 0,0194 T \quad (4.19)$$



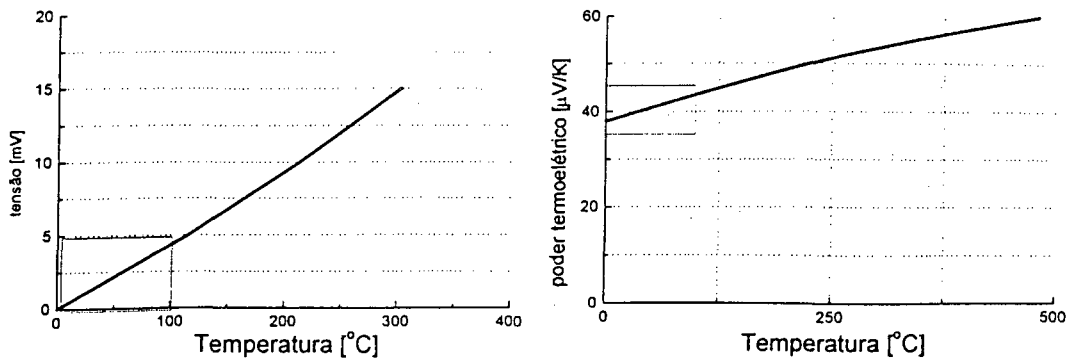


Figura 4.11 – f.e.m. gerada e poder termoelétrico para o termopar cobre-constantan

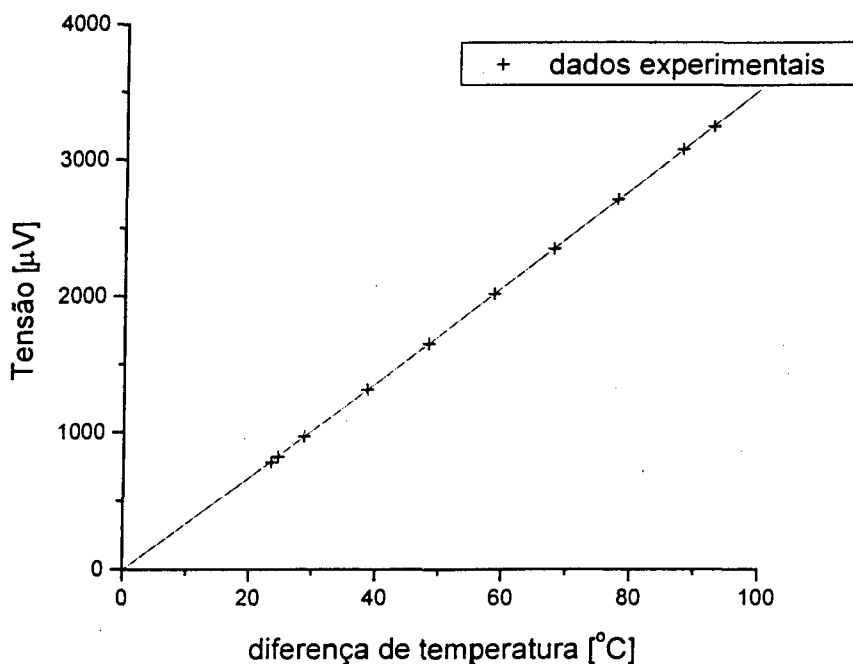


Figura 4.12 – Resultados experimentais

O valor teórico do poder termoelétrico para o circuito a eletrodo depositado é dada por:

$$\alpha_{teórico} = \frac{\alpha_1 \sigma_1 + \alpha_2 \sigma_2 S_2 / S_1}{\sigma_1 + \sigma_2 S_2 / S_1} \tag{4.20}$$

As propriedades para o par cobre/constantan são apresentadas na tabela 9.

Tabela 9 – Propriedades do cobre e constantan

Propriedade	Cobre	Constantan
Poder termoel. [ $\mu\text{V/K}$ ]	$2,76 + 0,0122 T$	$-38,10 - 0,0898 T$ [ $\mu\text{V}$ ]
Condutividade elétrica [ $\text{ohm}^{-1}$ ]	0,5917	0,0192 [ $\text{ohm}^{-1}$ ]

Resultando da eq. (4.20) .

$$\alpha_{\text{teórico}} = 36,6 + 0,0914 T \quad (4.21)$$

Para diferenças de temperatura próximas a zero, o erro percentual entre o valor experimental e o valor teórico é da ordem de 8,7 %.

### 4.3.3 Análise de Incertezas

Considerando as duas expressões que definem o cálculo do poder termoelétrico experimental e teórico, infere-se os principais erros decorrentes. Na parte experimental tem-se as incertezas na medição da tensão gerada nas pistas (microvoltímetro), na medição da tensão gerada pelo termopar diferencial. A expressão para o poder termoelétrico foi simplificada para facilitar a análise da incerteza final (eq. 4.22). Não são considerados os erros relativos às propriedades do cobre e do constantan.

$$\alpha_{\text{eq-constantan}} = \frac{\Delta V}{\Delta T} \quad \text{experimental} \quad (4.22)$$

$$\alpha_{eq-cons\ tan\ tan} = \frac{\alpha_1 \sigma_1 + \alpha_2 \sigma_2 S_2/S_1}{\sigma_1 + \sigma_2 S_2/S_1} \quad \text{teórico} \quad (4.23)$$

Considerando os valores das incertezas de medição:

Incerteza na medição da espessura =  $\pm 1 \mu\text{m}$

Incerteza na medição do  $\Delta T = \pm 0,3 \text{ K}$

Incerteza na medição da tensão gerada =  $\pm 4 \mu\text{V}$

A incerteza de medição será calculada pela expressão 4.24

$$IM_\alpha = \sqrt{\left(\frac{\partial \alpha}{\partial V} IM_V\right)^2 + \left(\frac{\partial \alpha}{\partial T} IM_T\right)^2} \quad (4.24)$$

onde

$$\frac{\partial \alpha}{\partial V} = \frac{1}{\Delta T} \quad (4.25)$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial T} = -\frac{V}{\Delta T^2} \quad (4.26)$$

Nas expressões 4.25 e 4.26 os valores nominais da tensão e da diferença de temperatura variam conforme os dados da tabela 8. A incerteza máxima calculada é:

$$IM_\alpha = \pm 1,7 \mu\text{V/K}$$

A incerteza para o cálculo teórico do poder termoelétrico, se desconsideradas as incertezas das propriedades dos materiais, é bem menor do que a incerteza experimental e portanto foi desprezada.

#### 4.3.4 Conclusão

A determinação experimental do poder termoelétrico, para um circuito bimetálico com materiais comumente usados na confecção dos radiômetros, indicou uma diferença de 8,7 % com uma incerteza avaliada de  $\pm 1,7 \mu\text{V/K}$ .

A principal causa da diferença entre os valores teóricos e experimentais, deriva-se do fato de se utilizar o cobre depositado eletroliticamente. As propriedades físicas da camada obtida via deposição eletrolítica diferem das propriedades do metal fundido e laminado.

## Capítulo 5

# RADIÔMETRO FLUXIMÉTRICO E RADIÔMETRO DIFERENCIAL

### 5.1 Introdução

Nesse capítulo será apresentado o princípio de funcionamento dos transdutores de fluxo de calor a gradiente tangencial, radiômetro fluximétrico e radiômetro diferencial, que são os objetos principais de análise nesse trabalho.

Será ainda apresentado uma bancada de calibração em ondas longas conjugado com escoamento de ar com o objetivo de analisar o desempenho de sensores sem cobertura.

Os resultados dos ensaios para as diferentes configurações serão apresentados na última seção.

### 5.2 Transdutor de calor a gradiente tangencial

#### 5.2.1 Introdução

Todo transdutor comporta uma parede auxiliar. Os transdutores de fluxo de calor tradicionais (dito a *gradiente transversal*) são constituídos de uma parede auxiliar que gera um gradiente de temperatura proporcional ao fluxo térmico que atravessa a parede. A medida desse gradiente é normalmente feito por termopares dispostos entre as superfícies isotermas que delimitam a parede auxiliar. A construção da rede termoelétrica pode ser simplificada através da utilização do depósito eletrolítico de uma camada de cobre sobre um fio de constantan, de modo a eliminar o problema da fabricação de um grande número de junções termoelétricas soldadas. Mas o transdutor continua com uma grande espessura, que é fonte de erro de medição.

Os termopares diferenciais também podem ser construídos utilizando técnica dito a furos metalizados; contudo o risco de ruptura do circuito é elevada, impossibilitando a construção de transdutores com superfícies de medida mais elevadas.

## 5.2.2 Princípio de funcionamento

O transdutor a *gradiente tangencial* determina o fluxo de calor através da medida de um gradiente de temperatura em um plano tangente ao plano de medida do fluxo (Leclercq e Thery, 1986). Uma assimetria física desvia as linhas de fluxo, gerando uma diferença de temperatura sobre a termopilha planar. O desvio das linhas de fluxo é causado pelo contato pontual entre a superfície isotérmica superior e a parede auxiliar, segundo o esquema mostrado na figura 5.1.

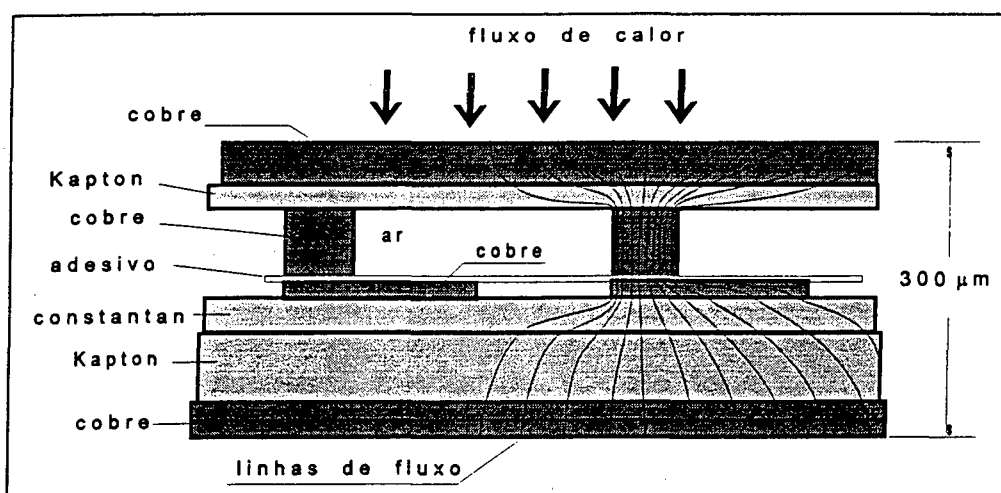


Figura 5.1 - Princípio básico de um transdutor de fluxo de calor a gradiente tangencial

As diferenças de temperaturas são medidas por termopares planares a eletrodos depositados ligados em série. Cada um dos termopares converte a diferença de temperatura em f.e.m. Seebeck. A f.e.m. produzida é diretamente proporcional ao número de termoelementos distribuídos sobre a superfície útil do sensor.

As figuras 5.2 e 5.3 apresentam os detalhes de um fluxímetro a gradiente tangencial.

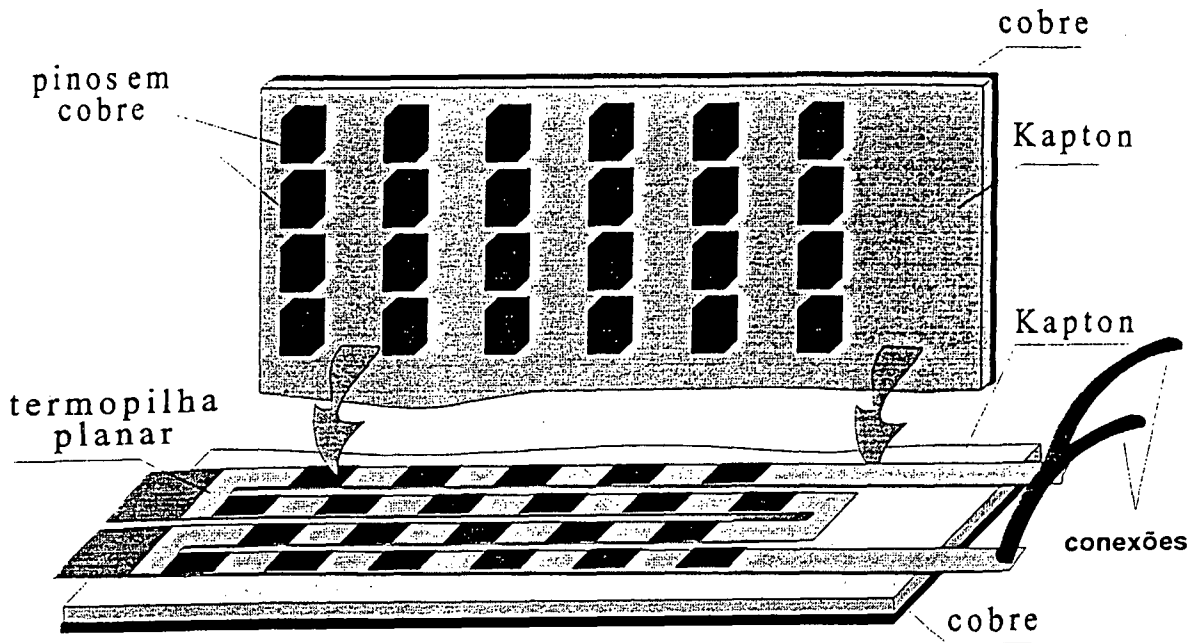


Figura 5.2 – Esquema de montagem de um fluxímetro a gradiente tangencial

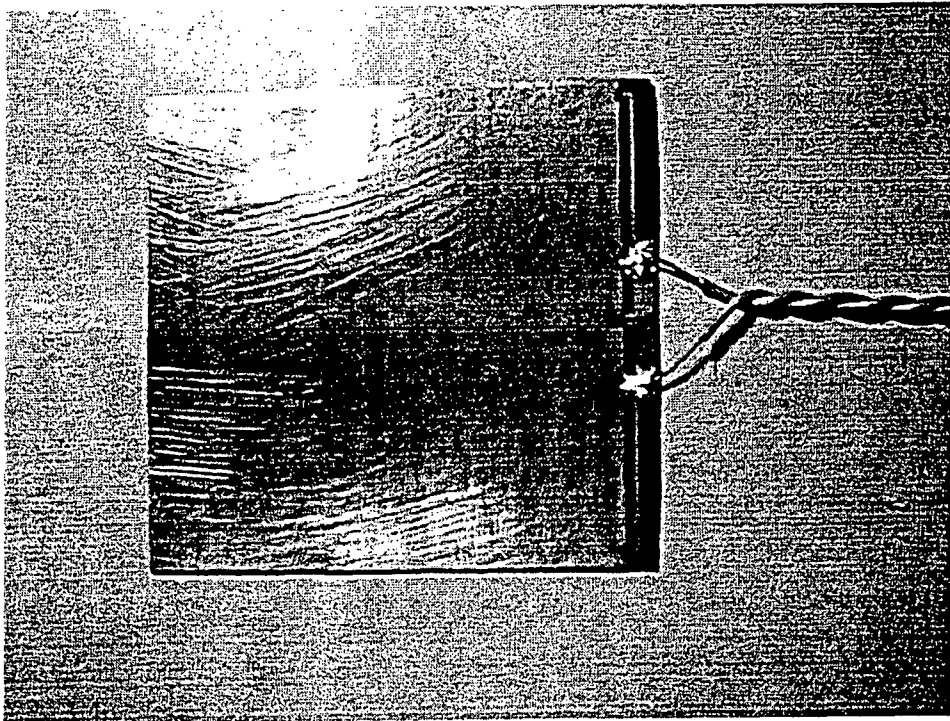


Figura 5.3 – Vista de um fluxímetro a gradiente tangencial

5.2.3 Método de calibração

A precisão de um transdutor de fluxo de calor depende diretamente da confiabilidade de sua calibração. Uma das maneiras mais diretas de calibração, podendo ser chamada de calibração primária, consiste na calibração simultânea de dois transdutores utilizando como padrão o fluxo de calor dissipado por uma resistência elétrica com dimensões idênticas aos transdutores (a resistência é construída segundo às mesmas técnicas de fotogravura).

Numa primeira etapa a resistência aquecedora é colocada entre os dois transdutores conforme mostrado na figura 5.4. Um banho termostatzado garante a homogeneidade de temperatura nas placas.

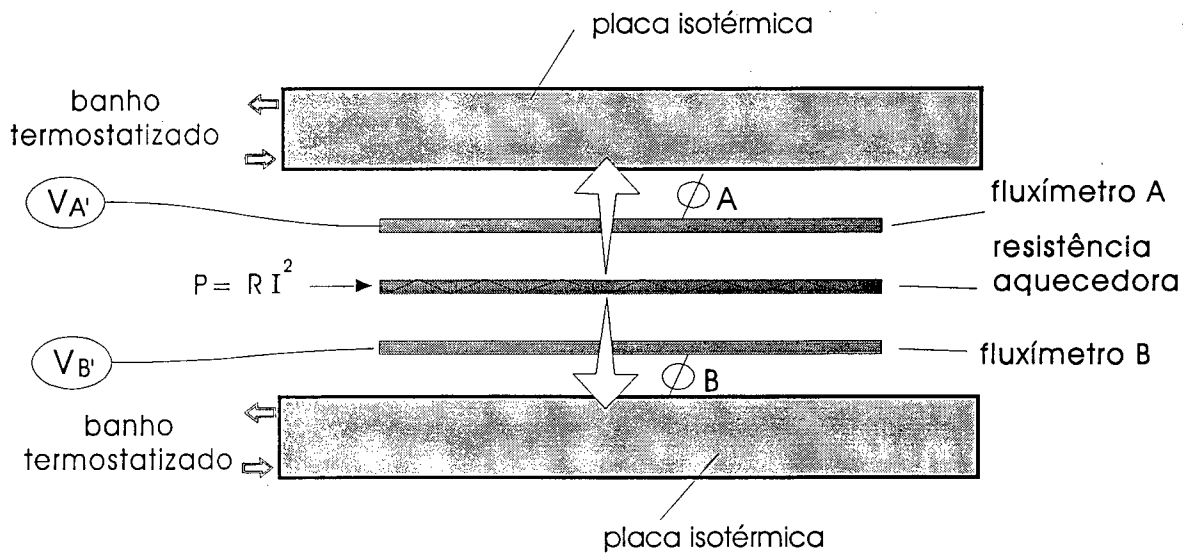


Figura 5.4 - 1ª configuração para calibração

Considerando que todo o fluxo de calor dissipado pela resistência aquecedora ( $P$ ) atravessa a superfície ativa dos dois transdutores, temos:

$$P = \phi_A + \phi_B \quad [W] \tag{5.1}$$

Numa segunda etapa dispomos os transdutores conforme a configuração mostrada na Figura 4.5. Um mesmo fluxo de calor atravessa os dois transdutores dispostos em série:



$$\phi_A' = \phi_B' \tag{5.2}$$

O isolante térmico tem somente a função de minimizar as perdas de calor pela superfície superior da resistência, não desempenhando nenhuma função ativa no processo.

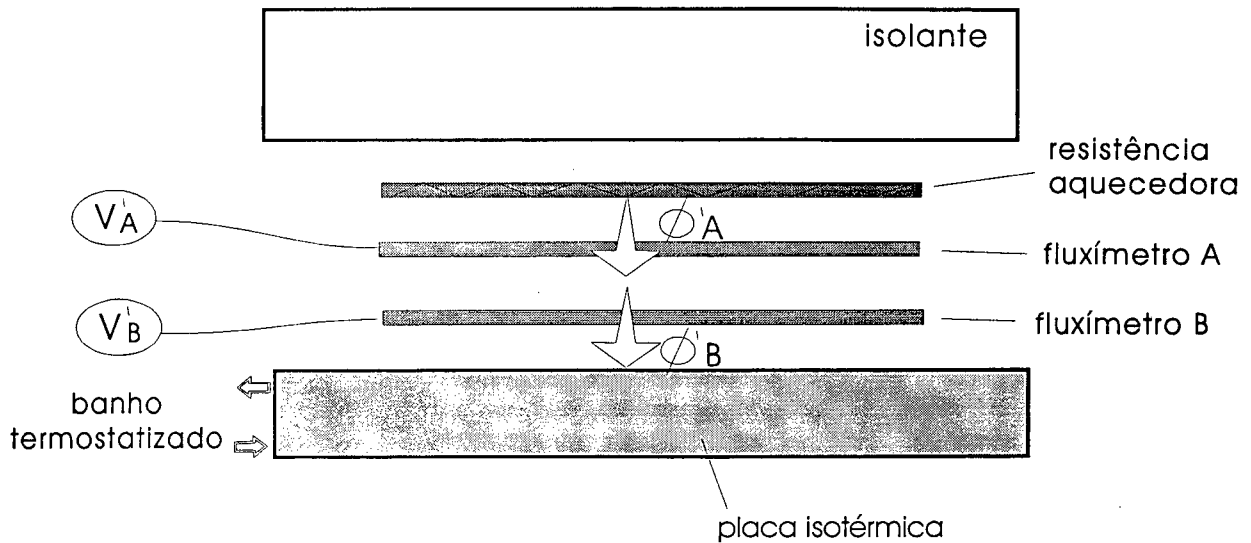


Figura 5.5 - 2ª configuração para calibração

Sendo  $c_A$  e  $c_B$  as constantes de proporcionalidade entre o fluxo de calor ( $\phi$ ) e a tensão ( $V$ ) em cada um dos transdutores, obtemos a partir das relações precedentes,

$$P = c_A V_A + c_B V_B \tag{5.3}$$

$$c_A V_A' = c_B V_B' \tag{5.4}$$

que reagrupadas conduzem a:

$$c_A = \frac{P}{V_A + \frac{V_A'}{V_B'} V_B} \quad \left[ \frac{W}{V} \right] \tag{5.5}$$

$$c_B = \frac{P}{V_B + \frac{V_B'}{V_A'} V_A} \quad \left[ \frac{W}{V} \right] \tag{5.6}$$

Na maior parte dos casos estamos interessados na densidade de fluxo ( $\phi$ ) medida pelo transdutor, representado por:

$$\varphi = s \cdot V \quad \left[ \frac{W}{m^2} \right] \quad (5.7)$$

onde  $s$  é a constante de calibração de cada transdutor. Sendo  $A$  a área, obtem-se as relações seguintes:

$$s_A = \frac{P}{A \left( V_A + \frac{V_A'}{V_B} V_B \right)} \quad \left[ \frac{W}{Vm^2} \right] \quad (5.8)$$

$$s_B = \frac{P}{A \left( V_B + \frac{V_B'}{V_A} V_A \right)} \quad \left[ \frac{W}{Vm^2} \right] \quad (5.9)$$

onde,

$s_A, s_B$  = sensibilidade dos transdutores A e B ( $W/Vm^2$ )

$V_A, V_B$  = f.e.m. produzida pelos transdutores na primeira configuração (V)

$V_A', V_B'$  = f.e.m. produzida pelos transdutores na segunda configuração (V)

$A$  = superfície do transdutor ( $m^2$ )

$P$  = potência elétrica dissipada pela resistência na primeira configuração (W)

A figura 5.6 mostra os resultados da calibração de dois fluxímetros com  $5 \times 5 \text{ cm}^2$  de superfície.

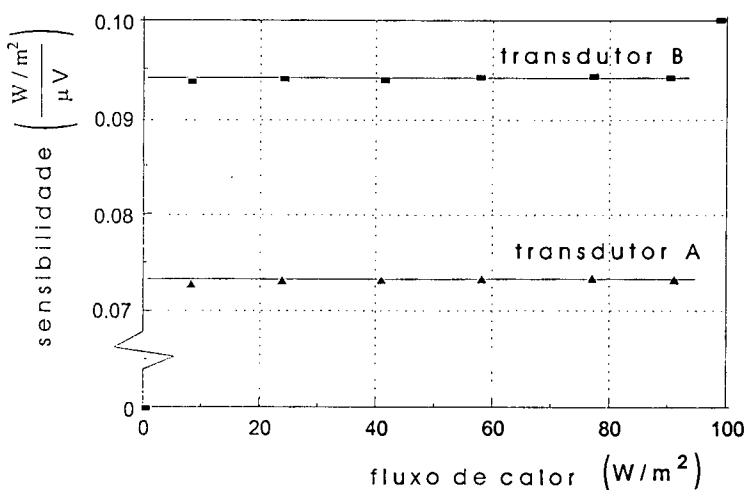


Figura 5.6 - Curva típica de calibração de transdutores de fluxo de calor a gradiente tangencial com  $5 \times 5 \text{ cm}^2$  de superfície

A resolução de medição é da ordem do microvolt, permitindo o registro de variações de fluxo de calor da ordem de  $10^{-3}$  W/m<sup>2</sup>.

#### 5.2.4 Determinação da temperatura superficial

A temperatura dos fluxímetros é medida por um termopar plaqueado numa região central aos fluxímetros, conforme mostra a figura 5.7.

A condutividade térmica aparente de um fluxímetro foi medida por Güths (1994), sendo apresentada na tabela 10.

Tabela 10 – valores de condutividade térmica aparente de um fluxímetro

ENSAIO	$q$ [W/m <sup>2</sup> ]	$(T_2 - T_1)$ [K]	$k$ [W/m K]
1	2167	2,22	0,68
2	6180	6,75	0,64

A partir da medição da temperatura na região central do fluxímetro ( $T_{FLU}$ ) e do fluxo de calor  $q''$ , e adotando uma condutividade térmica ( $k$ ) igual a 0,66 W/m K, a temperatura superficial ( $T_{SUP}$ ) pode ser obtida.

$$T_{SUP} = T_{FLU} + \frac{q'' e}{k} \quad (5.10)$$

onde 'e' é a espessura do fluxímetro.

A figura 5.8 mostra a diferença de temperatura entre a superfície e o termopar plaqueado em função do fluxo de calor que atravessa o fluxímetro.

A pequena diferença permite em muitos casos considerar a temperatura medida pelo termopar plaqueado igual à temperatura superficial.

Nesse estudo considerou-se que não existe gradiente de temperatura no sentido longitudinal ao fluxímetro, ou seja, a temperatura na junção do termopar plaqueado é idêntica à temperatura das conexões.

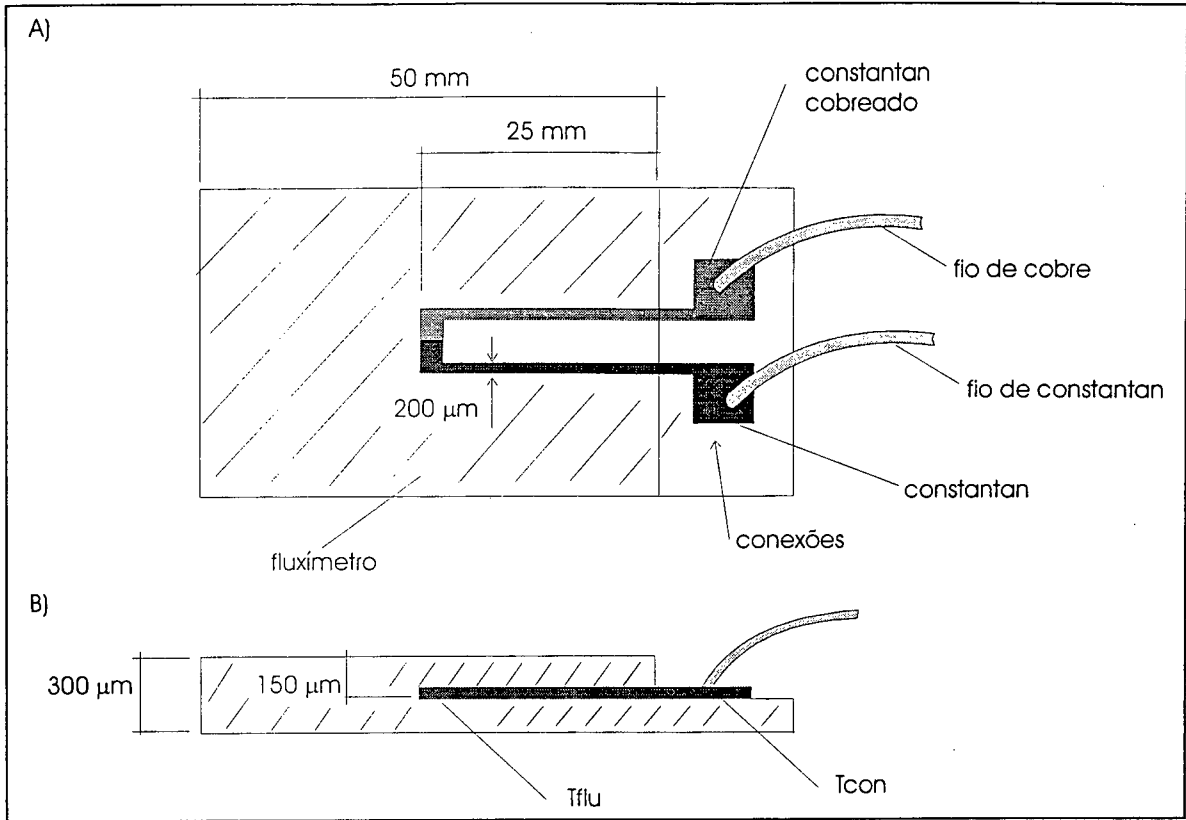


Figura 5.7 – Vista esquemática do termopar plaqueado no interior do fluxímetro – a) vista superior , b) vista lateral

SEQ

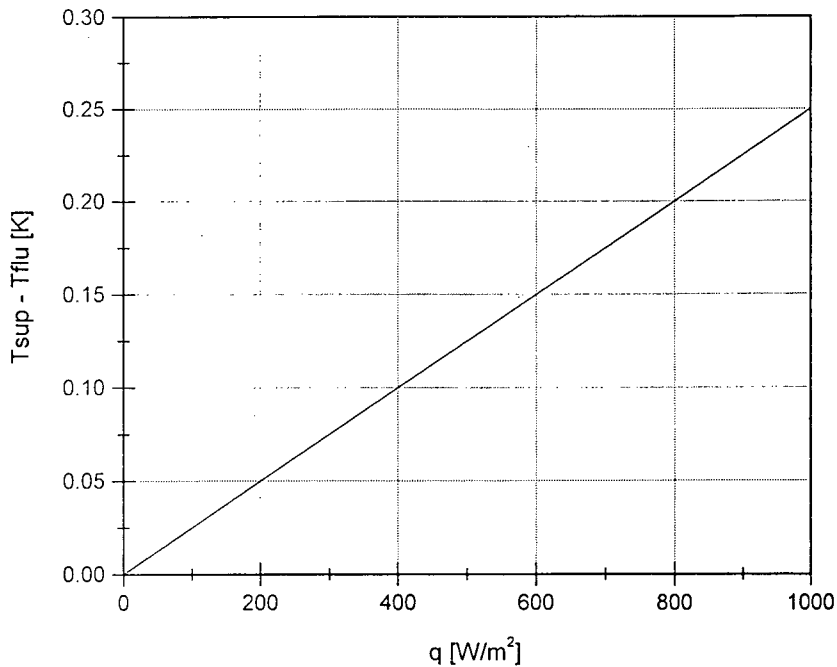


Figura 5.8 – Diferença de temperatura entre a base e a superfície de um fluxímetro versus fluxo de calor

Conforme apresentado no capítulo 4, o termopar plaqueado tem um poder termoelétrico de aproximadamente  $35 \mu\text{V/K}$ . Isso significa que na região das conexões existe a geração de uma força eletromotriz de origem termoelétrica de aproximadamente  $5 \mu\text{V/K}$ . A figura 5.9 mostra o erro na medição de temperatura da região central em função da diferença de temperatura entre as conexões ( $T_{\text{con}}$ ) e a região central do fluxímetro ( $T_{\text{flu}}$ ).

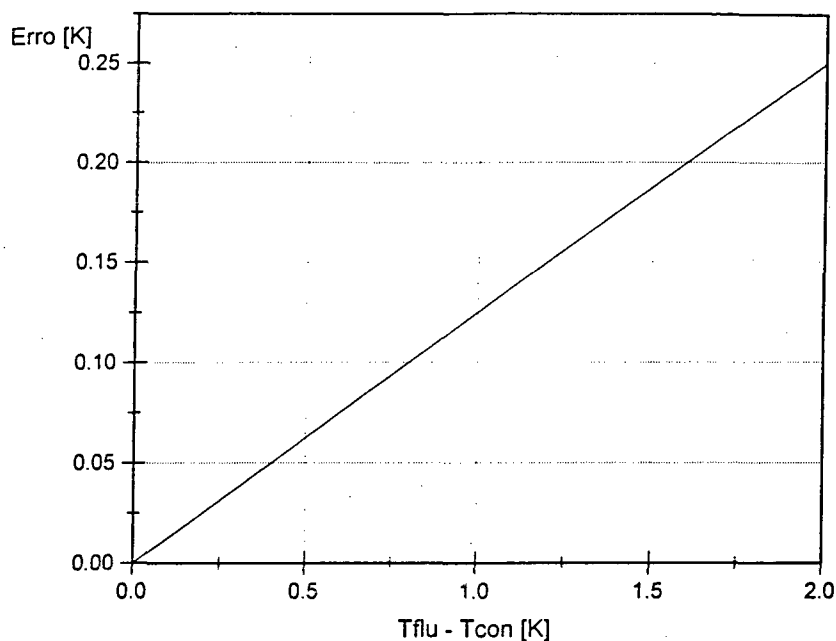


Figura 5.9 - Erro na medição da temperatura do fluxímetro em função do gradiente entre a região central e das conexões

Nos ensaios apresentados nesse trabalho os fluxímetros são fixados sobre uma placa de cobre de 4 mm. Os gradientes são praticamente inexistentes, e conseqüentemente, os erros são desprezíveis.

### 5.3 Radiômetro fluximétrico

#### 5.3.1 Introdução

Conhecendo-se as propriedades radiantes da superfície dos fluxímetros e as constantes de calibração em modo condutivo, o radiômetro fluximétrico não exige calibração em campo radiante. Essa é uma das principais vantagens desse instrumento, visto que a geração de um

campo radiante padrão exige aparatos experimentais mais sofisticados e os erros envolvidos podem ser mais significativos.

Nos radiômetros tradicionais os elementos ainda são protegidos de correntes de ar, causadoras de ruído na medição. Entretanto a cobertura é fator de erro de medição pois a maioria dos materiais são pouco transparentes às ondas longas. Além disso a própria cobertura emite radiação em ondas longas, perturbando a medição.

A proposta deste radiômetro é a sua utilização sem cobertura.

Nessa seção será apresentado o dispositivo experimental, o método de medição da temperatura superficial, e a calibração em modo condutivo assim como a análise do efeito da velocidade na medição de um campo radiante.

### 5.3.2 Princípio de funcionamento

Esse tipo de radiômetro é dito “fluximétrico” pelo fato de utilizar como elemento de base transdutores de fluxo de calor, ou fluxímetros.

O princípio de funcionamento é baseado na medição do fluxo de calor de dois fluxímetros com propriedades radiativas distintas em suas superfícies.

Os fluxímetros são fixados sobre uma superfície condutora, que aliado à baixa resistência térmica dessa nova geração de sensores, permite que as temperaturas superficiais sejam praticamente idênticas mesmo para fluxos radiantes elevados.

Considerando ainda que os coeficientes de troca de calor por convecção são idênticos, a parcela convectiva torna-se única. Dessa forma a diferença de sinais entre os sensores é representativo apenas do fluxo radiante incidente e, obviamente, das propriedades radiativas das duas superfícies.

Essa característica habilita-o a realizar medições de fluxo radiante calibrando os fluxímetros apenas em modo condutivo, eliminando dessa forma a calibração em câmaras radiantes.

Considerando, num primeiro momento, que um dos fluxímetros tem emissividade igual a 1 (negro) e o outro possui emissividade igual a zero (brilhante), e desconsiderando a emissão de radiação temos na figura 5.10:

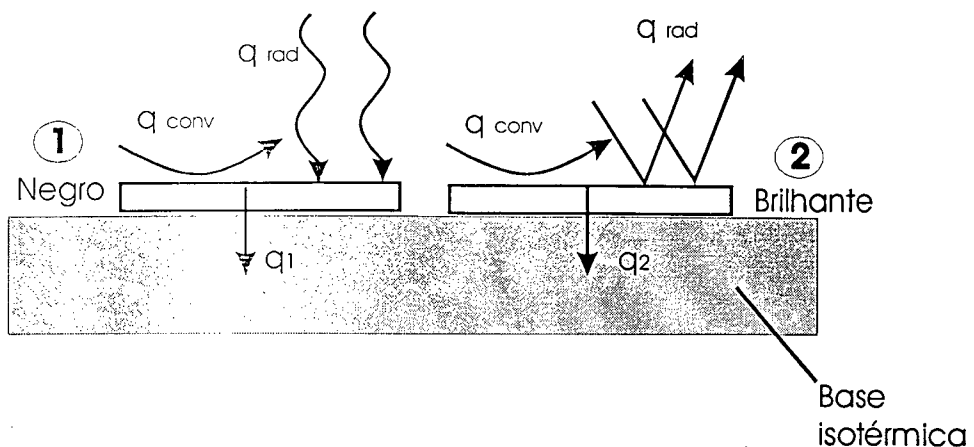


Figura 5.10 – Esquema do radiômetro fluximétrico

O fluxo de calor que é transmitido para a base do sensor em cada um dos fluxímetros é dado por:

$$q_1 = q_{CONV} + q_{RAD} \quad (5.11)$$

$$q_2 = q_{CONV} \quad (5.12)$$

e,

$$q_1 - q_2 = q_{RAD} \quad (5.13)$$

onde:

$q_1, q_2$  = fluxo de calor que é transmitido por condução para a base do sensor e é detectado pelo mesmo [ $W/m^2$ ].

$q_{conv}$  = fluxo de calor absorvido por convecção na superfície do sensor [ $W/m^2$ ].

$q_{RAD}$  = fluxo de calor absorvido por radiação na superfície do sensor [ $W/m^2$ ].

Ou seja, a diferença de fluxo de calor medido pelos dois fluxímetros fornece a informação do fluxo de calor radiante.

Caso os fluxímetros possuam emissividades quaisquer, o balanço de energia em regime permanente é dado pelas relações que se seguem e exemplificado na figura 5.11.

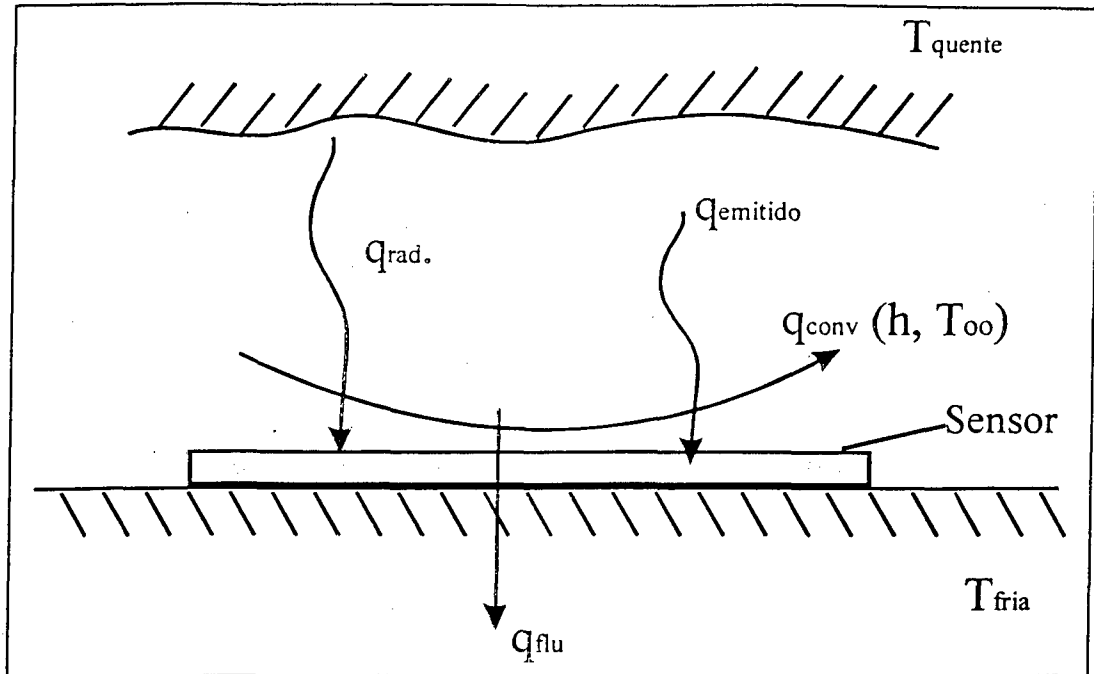


Figura 5.11 – Balanço de energia no sensor

O balanço de energia para cada um dos fluxímetros em regime permanente é dado por

Condução pelo fluxímetro = Absorvido por radiação - Emitido por radiação - Perdido por convecção

Aplicando a cada um dos fluxímetros teremos:

$$q_{FLU1} = \alpha_1 G - \epsilon_1 \sigma T_{sup,1}^4 - h_1 \Delta T_1 \tag{5.16}$$

$$q_{FLU2} = \alpha_2 G - \epsilon_2 \sigma T_{sup,2}^4 - h_2 \Delta T_2 \tag{5.17}$$

Nestas equações temos:

$G$  = irradiância sobre o fluxímetro [ $W/m^2$ ]

$\sigma = 5,67 \times 10^{-8}$  = constante de Stefan-Boltzmann [ $W/m^2 K^4$ ]

$\epsilon$  = emissividade hemisférica da superfície do sensor



$\alpha$  = absorvidade hemisférica da superfície do sensor

$T_{sup}$  = temperatura superficial do fluxímetro [K]

$\Delta T = T_{sup} - T_{amb}$  [K]

$h$  = coeficiente de troca de calor por convecção [ $W/m^2 K$ ]

$q_{FLU}$  = fluxo de calor que atravessa o fluxímetro [ $W/m^2$ ]

os índices 1 e 2 se referem respectivamente ao sensor 1 e ao sensor 2.

A baixa resistência térmica desses fluxímetros (Güths, 1994) permite, numa primeira hipótese, admitir que as temperaturas superficiais são idênticas ( $T_{sup,1} = T_{sup,2} = T_{sup}$ ). Considerando ainda que os coeficientes de troca de calor por convecção são idênticos ( $h_1 = h_2 = h$ ) as relações anteriores reduzem-se a:

$$G = \frac{1}{\alpha_1 - \alpha_2} \left[ q_{FLU1} - q_{FLU2} - \sigma T_{sup}^4 (\varepsilon_1 - \varepsilon_2) \right] \quad (5.18)$$

Admitindo que as superfícies são cinzentas ( $\alpha = \varepsilon$ ), tem-se

$$G = \frac{q_{FLU1} - q_{FLU2}}{\alpha_1 - \alpha_2} - \sigma T_{sup}^4 \quad (5.19)$$

ou ainda se um dos fluxímetros for considerado como corpo negro ( $\varepsilon = 1$ ) e o outro brilhante ( $\varepsilon = 0$ ), tem-se:

$$G = q_{FLU1} - q_{FLU2} - \sigma T_{sup}^4 \quad (5.20)$$

ou seja, a irradiância ( $G$ ) pode ser determinada apenas pela medição dos fluxos de calor e pela temperatura do dispositivo.

## 5.4 Radiômetro diferencial

### 5.4.1 Introdução

Nesta seção será apresentado o princípio básico de um radiômetro diferencial. A proposta é a construção destes dispositivos sem a utilização de cobertura. A partir de uma matriz básica para o radiômetro diversas alterações são propostas e testadas visando melhorar as características do sensor ou produzir um dispositivo com outra função diferente da medição total da radiação em ondas longas. A maior vantagem deste sensor é a sua pouca sensibilidade à convecção ambiente; esta é de fato a hipótese que se deseja verificar com os testes no túnel de vento. Caso esta hipótese se verifique teremos um sensor que pode ser adaptado a diversos formatos diferentes, pois não necessitaria de uso de cobertura. Além disso vimos que para o radiômetro fluximétrico é necessário um cálculo adicional para a eliminação da parcela de convecção, o que não acontece com o radiômetro diferencial, onde o sinal gerado é associado diretamente ao nível de radiação que se quer medir.

#### 5.4.2 Princípio de funcionamento

Utilizando o circuito básico de medição do diferencial de temperatura mostrado no capítulo 4 é aplicado sobre o mesmo uma película de Kapton com espessura em torno de 50  $\mu\text{m}$ . Sobre o kapton são aplicadas bandas de alumínio que funcionam como barreiras radiativas para uma das junções do circuito bimetálico (fig. 5.12). A outra junção sem a barreira de radiação sofrerá um aquecimento maior, provocando uma diferença de temperatura sobre a termopilha.

Conforme apresentado no capítulo 3, o Kapton apresenta baixa absorvidade (alta transmissividade) em ondas curtas e alta absorvidade em ondas longas. Este comportamento permite alterar os mecanismos de absorção do radiômetro tanto em ondas longas como em ondas curtas.

A figura 5.13 apresenta um esquema com as características de absorção do radiômetro: superficial, volumétrica e em profundidade.

A obtenção de absorvidades superficiais pode ser conseguida pela deposição de tintas absorvedoras na superfície superior do kapton.

A absorção volumétrica aumenta com a espessura de Kapton, indicada pelo aumento da emissividade em ondas longas (dados da Shedall - capítulo 3).

A absorção em profundidade pode ser implementada pela deposição de tinta abaixo da camada de kapton.

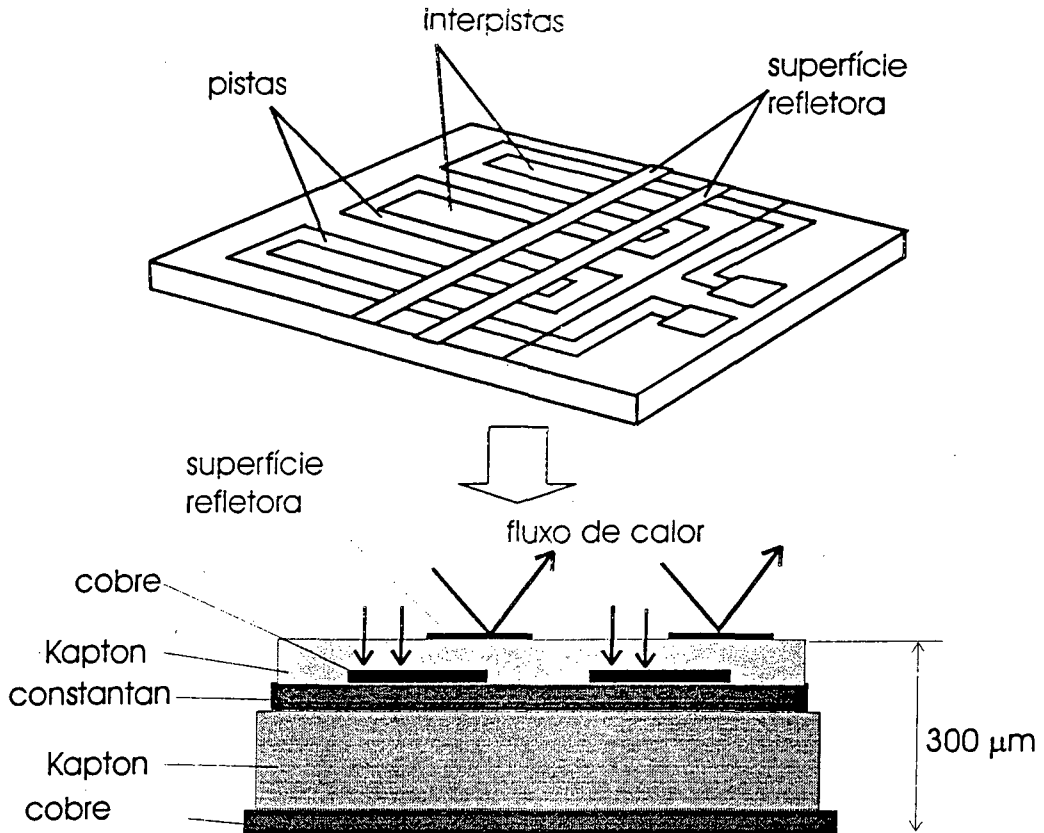


Figura 5.12 - Radiômetro diferencial corte longitudinal em uma pista

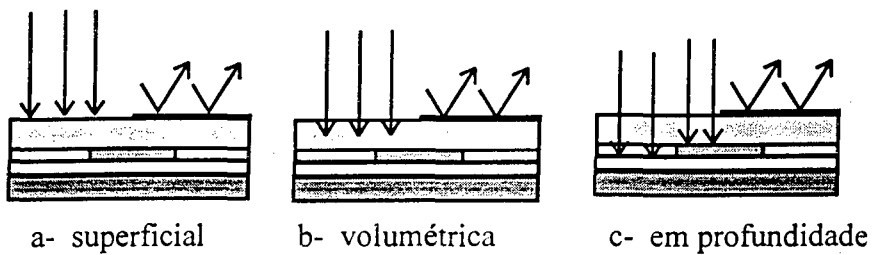


Figura 5.13 - Absorções superficial, volumétrica e em profundidade

A utilização da tinta abaixo do kapton faz com que a absorvidade do radiômetro seja bastante melhorada, pois praticamente toda a radiação que atravessa o kapton é absorvida pela tinta, tanto em ondas longas como em ondas curtas.

Da mesma forma que para o radiômetro fluximétrico, deseja-se um bom contato térmico entre o sensor e a base de apoio. Como a resistência térmica de condução do sensor é da mesma ordem daquela de um fluxímetro (portanto muito baixa), quase todo o calor absorvido na região das junções quentes é transferido à sua base.

Se a resistência térmica do radiômetro for desprezível em relação a resistência térmica do filme de ar, todo o calor absorvido pelo radiômetro é transferido à sua base. Esta é de fato a hipótese de Hager (1965) para construção de um radiômetro, não sensível a convecção ambiente, a partir de um fluxímetro tipo microfilme, com a deposição de uma tinta negra na superfície do sensor. Ou seja, toda a radiação que atinge o sensor seria detectada pelo fluxímetro.

Contudo, alterações na velocidade do ar associadas a uma diferença de temperatura entre o ar ambiente e a base do sensor provocam o aparecimento de um fluxo de calor variável que atravessa o sensor.

Da figura 5.12 observamos que as variações de resistência térmica ao longo de um radiômetro diferencial são muito pequenas. As diferenças são devidas à camada de cobre sobre a de constantan e à superfície refletora. Dessa forma é esperado que a convecção não gere gradientes detectáveis nas junções de medição.

Temos portanto um sensor que teoricamente não é sensível a flutuações na convecção ambiente, nem a diferenças de temperatura do ambiente para a base do sensor e que detecta os níveis da radiação incidente pela medição do gradiente de temperatura no circuito a eletrodo depositado.

Flutuações na temperatura da base afetam a temperatura do próprio sensor alterando a parcela de radiação emitida. Esta alteração modifica a resposta do sensor mesmo sob um fluxo radiativo constante. Este é o comportamento indicado pela curva de resposta para os microbolômetros em blocos de silício (capítulo 2), onde o sensor tem a sua temperatura de base em equilíbrio com a temperatura ambiente.

Uma possibilidade é a monitoração da temperatura do sensor e a correção do sinal. Isto pode ser implementado pela inserção de um termopar no próprio sensor (ver item sobre termopar plaqueado).

Vimos nas termopilhas que a garantia de uma referência em alguns modelos é feita pelo resfriamento do bloco de base. Esta solução pode ser utilizada no radiômetro diferencial. Outra solução é a manutenção de uma temperatura fixa no sensor pela utilização de uma

resistência aquecedora. Esta exige, no entanto, um circuito eletrônico adicional para controle da temperatura e implica no aumento do tempo de resposta do sensor.

No capítulo 2 apresentamos uma breve discussão sobre o comportamento da radiação em películas semitransparentes. Vimos que a parcela absorvida e refletida depende das propriedades radiativas da película e dos materiais abaixo desta. Entretanto, o modelo apresentado na figura 5.12 representa a solução básica para o sensor. Várias configurações podem ser construídas para um radiômetro diferencial, inclusive a sobreposição de uma camada opaca à superfície do Kapton. Os ensaios com novas configurações propostas são apresentados neste capítulo.

A caracterização do desempenho de um radiômetro diferencial depende da solução do problema de transferência de calor para predição da temperatura das junções e envolve a criação de um modelo numérico que deve levar em conta as propriedades radiativas e termofísicas dos materiais de construção utilizados. Não é possível portanto um equacionamento simples do tipo apresentado no item 5.3 para um radiômetro fluximétrico. Isto explica porque uma boa parte do tempo despendido no estudo destes sensores envolve o levantamento de propriedades radiativas de diversos materiais na busca da melhoria dos modelos numéricos para otimização destes dispositivos.

### 5.4.3 Tipos construtivos

O sensor é caracterizado pelas suas superfícies absorvedora e refletora e pela área útil de medição. A área da superfície de medição é de  $5 \times 5 \text{ cm}^2$  para todos os sensores exceto para o radiômetro de kapton/ouro fabricado pelo Laboratoire Capteurs et Instrumentation – Lille / FR com área de  $1 \times 1 \text{ cm}^2$ .

A figura 5.14 detalha as dimensões da matriz básica de um radiômetro diferencial a partir da qual diversas modificações são feitas alterando-se as superfícies absorvedora e refletora, materiais das camadas superficiais e dimensões do sensor. A matriz básica onde estão definidas as larguras de pista e interpista, a largura da pista de cobre sobre constantan (termopar diferencial) e as espessuras das diversas camadas é o resultado dos estudos de otimização para os fluxímetros a gradiente tangencial (Güths, 1994), estendida para a construção dos radiômetros.

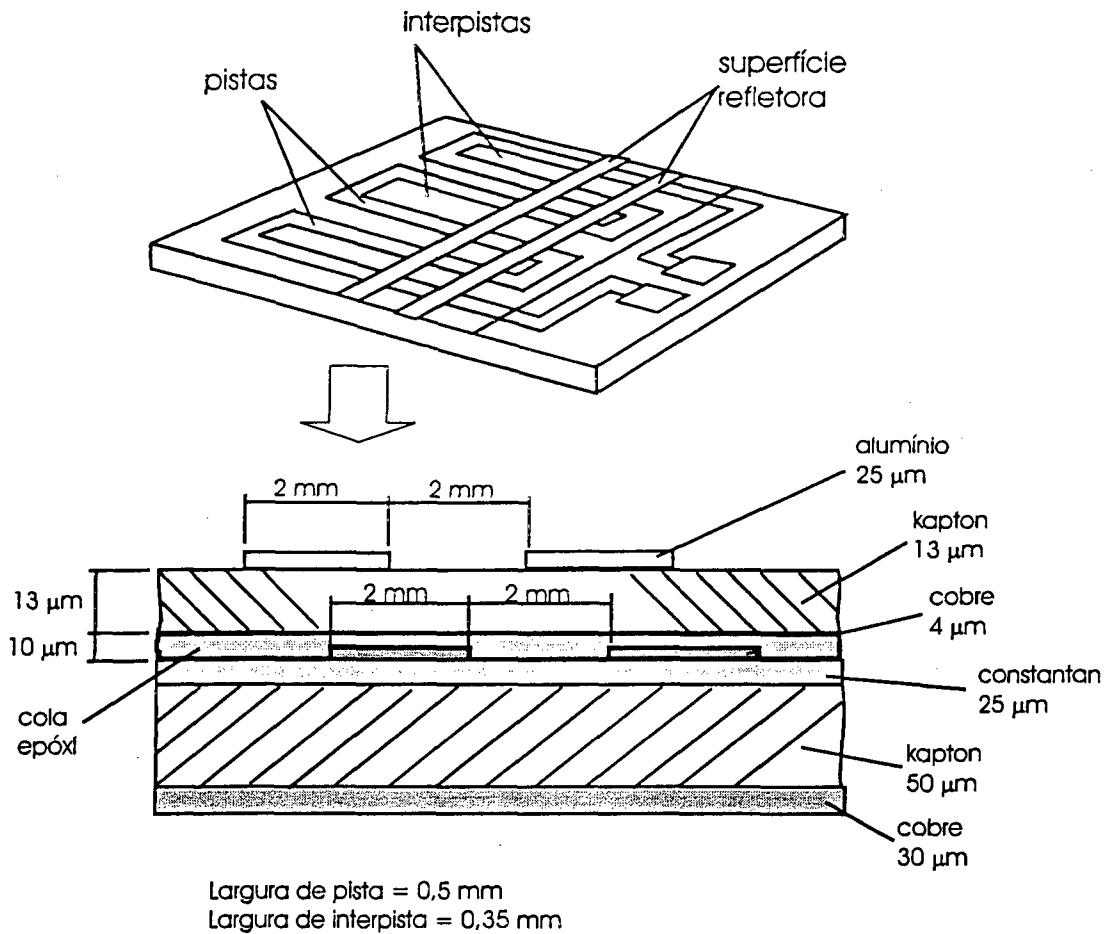


Figura 5.14 – Radiômetro kapton/constantan – configuração básica

Os tipos construídos e suas características são as seguintes:

**Kapton/alumínio** – é o sensor com a configuração básica. O tamanho da superfície refletora é a mesma da célula de medição do termopar diferencial, ou seja, de 2 mm. A superfície refletora é em alumínio. As dimensões são apresentadas na figura 5.14. A largura de pista é de 0,5 mm e de interpista de 0,35 mm.

**Kapton/ouro Lille** – Este é o sensor miniatura (1x1 cm). Os tamanhos de célula são de 1,5 mm. O Kapton superior tem espessura de 13 µm e a camada de cola de 10 µm. A largura de pista é de 0,1 mm e a largura de interpista também é de 0,1 mm. Não possui a lâmina de cobre na parte inferior.

**Kapton/Constantan** – A configuração é idêntica ao modelo kapton/alumínio, salvo que a superfície refletora de alumínio é substituída por uma de constantan.

**Células pequenas** – A configuração é idêntica ao modelo kapton/alumínio, com exceção do tamanho das células que é reduzido para a metade (1,0 mm).

**Células grandes** – A configuração é idêntica ao modelo kapton/alumínio, com exceção do tamanho das células que passa a ser o dobro (4,0 mm).

**Kapton superior 26  $\mu\text{m}$**  – A configuração é idêntica ao modelo kapton/alumínio, exceto pela espessura da camada de kapton superior, aumentada para 26  $\mu\text{m}$ . A espessura total dessa camada passou a 50  $\mu\text{m}$  devido à camada extra de cola epóxi.

**Duplo kapton inferior** – A configuração é a mesma do modelo kapton/alumínio exceto pela utilização neste modelo de uma camada dupla de kapton na parte inferior. Esta camada passa a ter, portanto, 100  $\mu\text{m}$  de espessura.

**Preto/branco** – A configuração é a mesma do modelo kapton/alumínio. As alterações implementadas neste modelo são a substituição do alumínio da barreira radiativa por uma tinta branca fosca, e sobre o Kapton superior é depositado uma camada de tinta negra (3M black velvet).

**Kapton/constantan com tinta negra inferior** - A configuração é idêntica ao Kapton/alumínio exceto que sobre as trilhas (sob o Kapton superior) é aplicada uma camada de tinta 3M black velvet.

## 5.5 Bancada de ensaio

### 5.5.1 Introdução

A precisão (confiabilidade) na medição de uma grandeza através de um transdutor está diretamente associada ao desempenho do sistema de calibração. Um campo radiante em ondas longas pode ser obtido juntamente com um escoamento de ar possibilitando o estudo do comportamento dos sensores em ambientes próximos das condições reais de utilização.

Nesta seção será, então, apresentado a bancada de calibração e teste a diferentes velocidades de escoamento.

### 5.5.2 Dispositivo de calibração em ondas longas

A bancada de calibração em ondas longas é composta de duas placas planas isotérmicas, separadas por um interstício de aproximadamente 4 cm, conforme mostrado nas figuras 5.15 e 5.16.

As placas foram realizadas por soldagem de uma dupla serpentina em cobre (diâmetro = 12,5 mm), sobre uma chapa igualmente em cobre com espessura de 4 mm.

A placa superior é mantida a uma temperatura estável (variações inferiores a 0,2 K) através da circulação d'água proveniente de um banho termostático (modelo MQ BT Z 99-20 fabricado pela empresa Micro Química Ltda).

A placa inferior tem sua temperatura mantida uniforme através de circulação d'água proveniente de um outro banho termostático. A variação de temperatura foi inferior a 0,2 K durante um intervalo de 1 hora, conforme pode ser visto na figura 5.17. A temperatura foi medida por um termopar tipo T inserido na chapa de cobre conforme o esquema da figura 5.18.

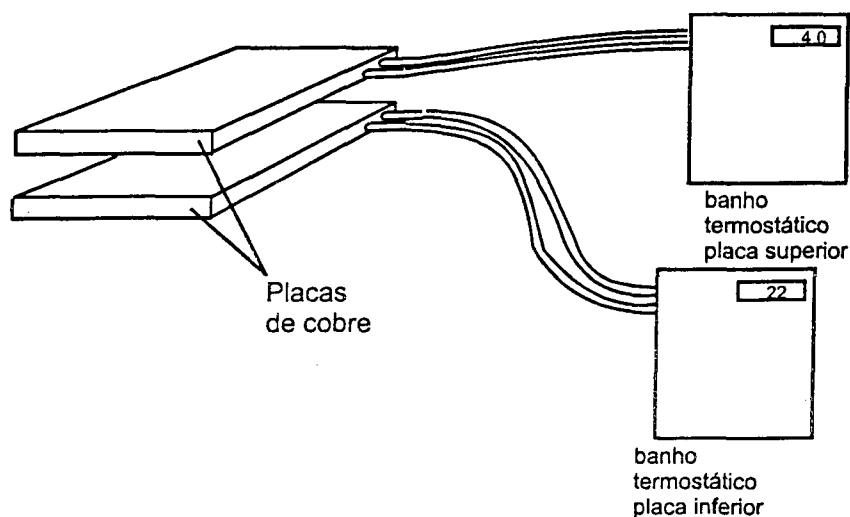


Figura 5.15– Esquema do sistema de calibração em ondas longas



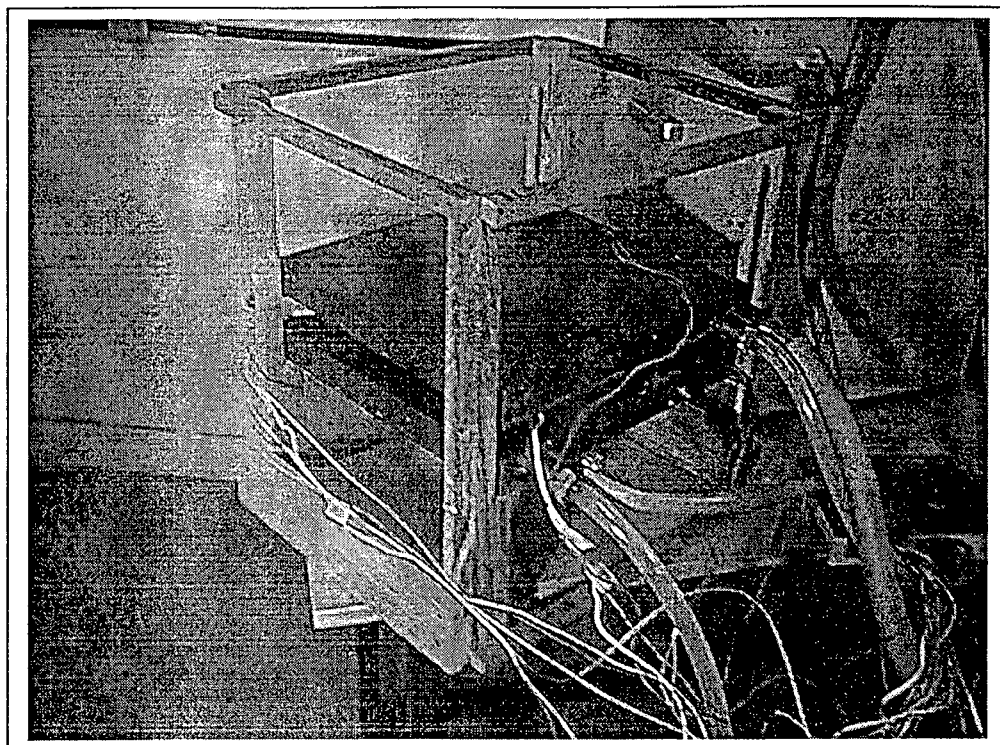


Figura 5.16 – Bancada de calibração em ondas longas

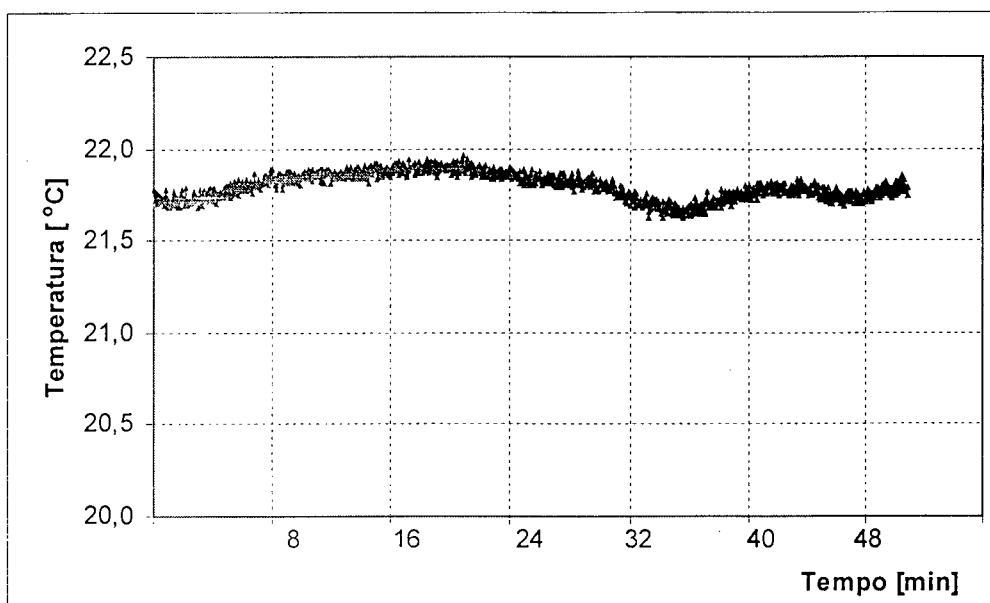


Figura 5.17 – Distribuição de temperatura ao longo do tempo para a placa inferior

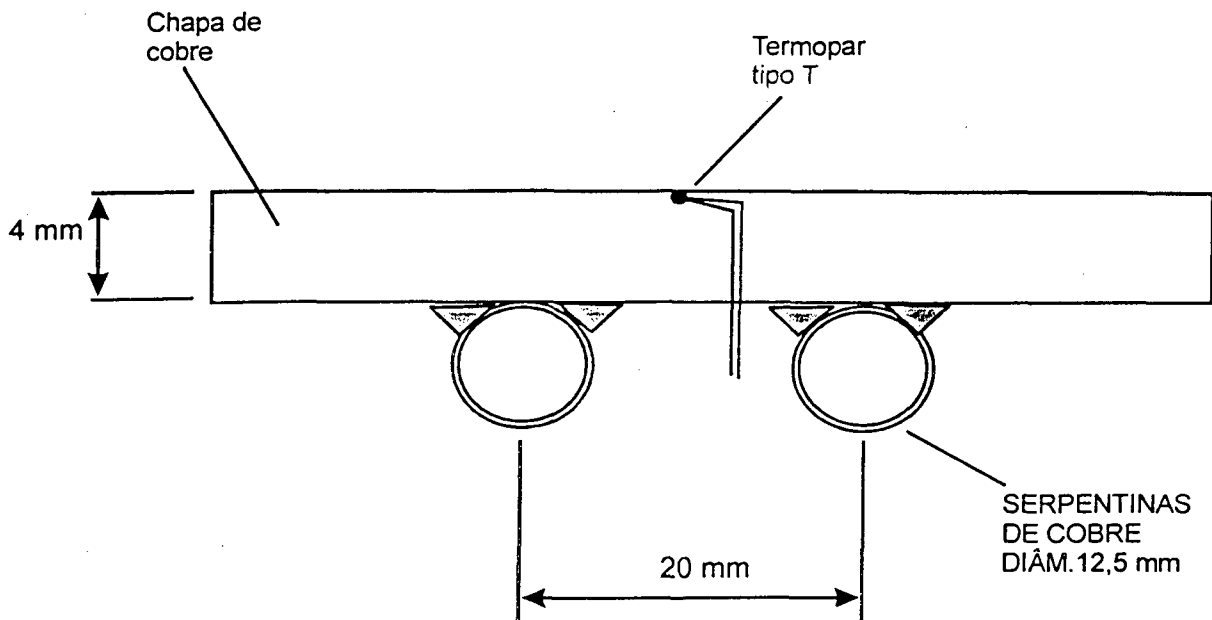


Fig. 5.18 – Esquema da medição de temperatura nas placas

Os termopares encontram-se na região central de cada placa. Nas condições normais de operação não foi possível detectar gradientes de temperatura ao longo das mesmas.

As placas são mantidas suspensas por um suporte em madeira, sendo que a distância entre elas pode ser ajustada até um máximo de 170 mm.

### 5.5.3 Sistema de análise do efeito convectivo

A fim de quantificar o efeito das trocas convectivas sobre o sinal dos radiômetros, colocou-se o dispositivo de calibração, descrito no item precedente, no interior de um túnel de vento conforme mostrado nas figuras 5.19 e 5.20.

O túnel de vento, marca Plint & Partners, está montado no Laboratório de Ciências Térmicas do Departamento de Engenharia Mecânica / UFSC. Possui uma região de teste com seção transversal de 460 x 460 mm e comprimento de 1200 mm.

O controle de velocidade do ar é realizado através de um inversor de frequência, variando a rotação do motor que aciona o ventilador do túnel.

As placas são dispostas paralelamente ao fluxo de ar e os sensores são fixados (com pasta térmica ou cola) a uma distância de 55 mm da borda de ataque (figura 5.21).

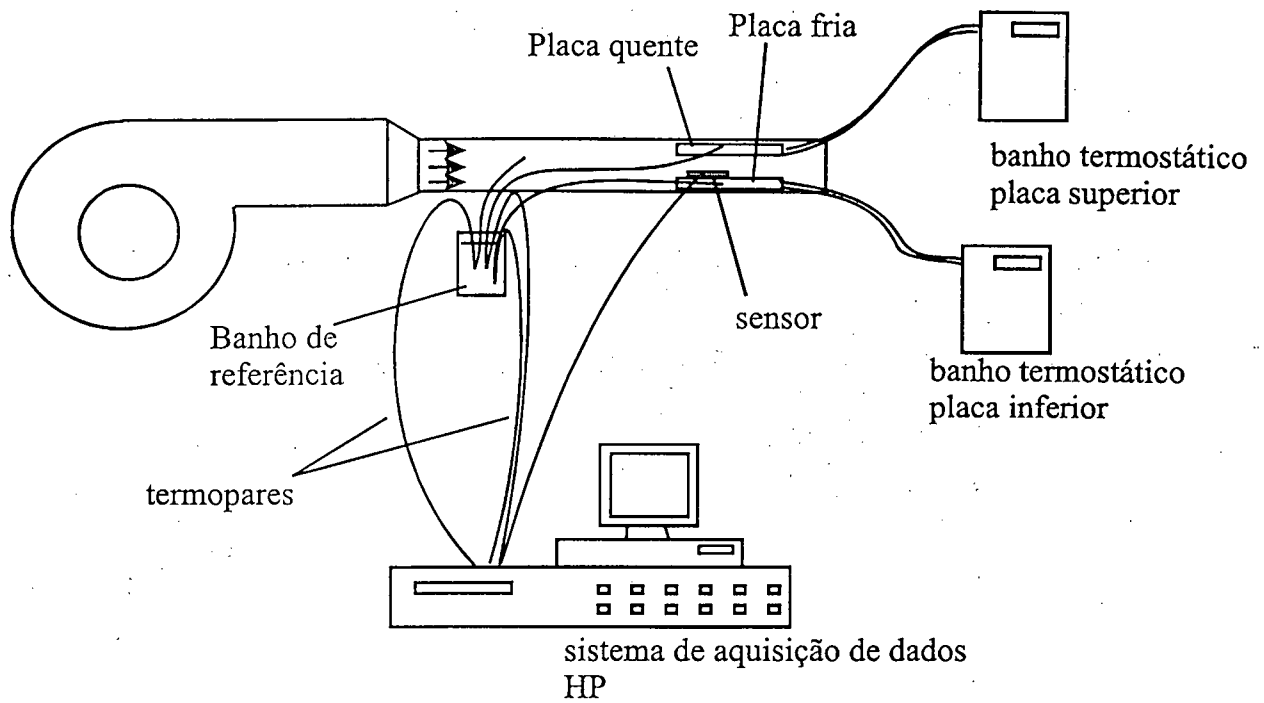


Figura 5.19 – Esquema do dispositivo de análise do efeito convectivo

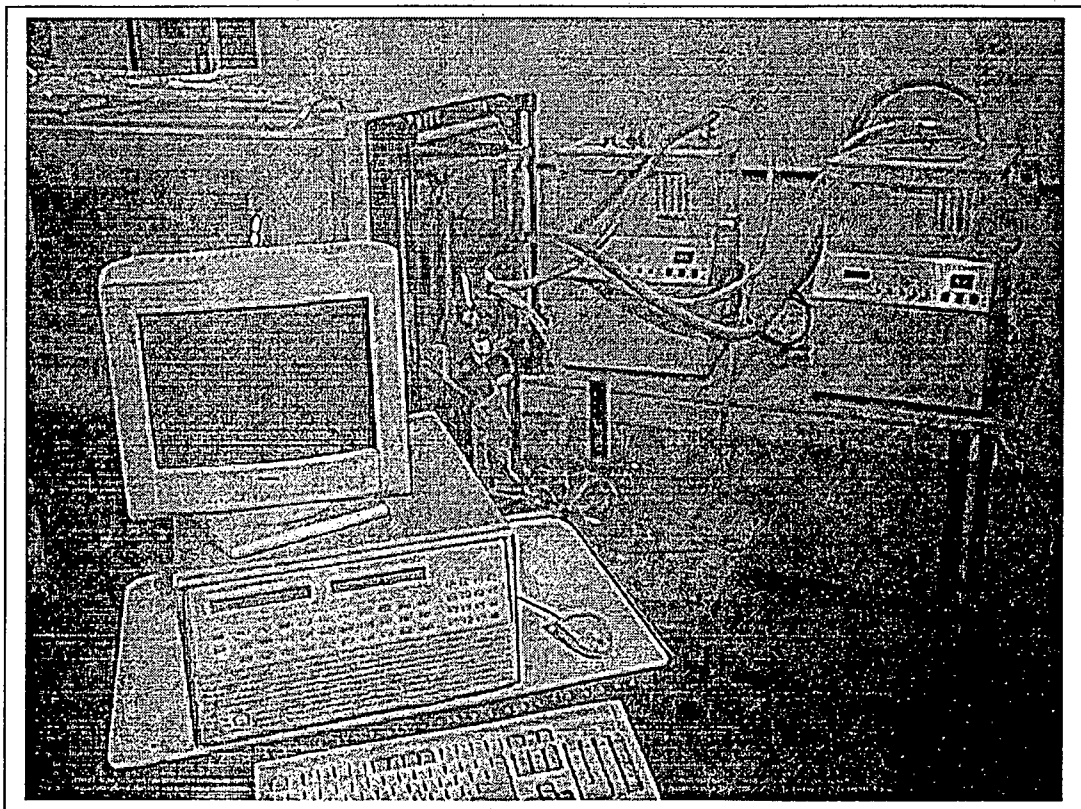


Figura 5.20 – Dispositivo de análise do efeito convectivo

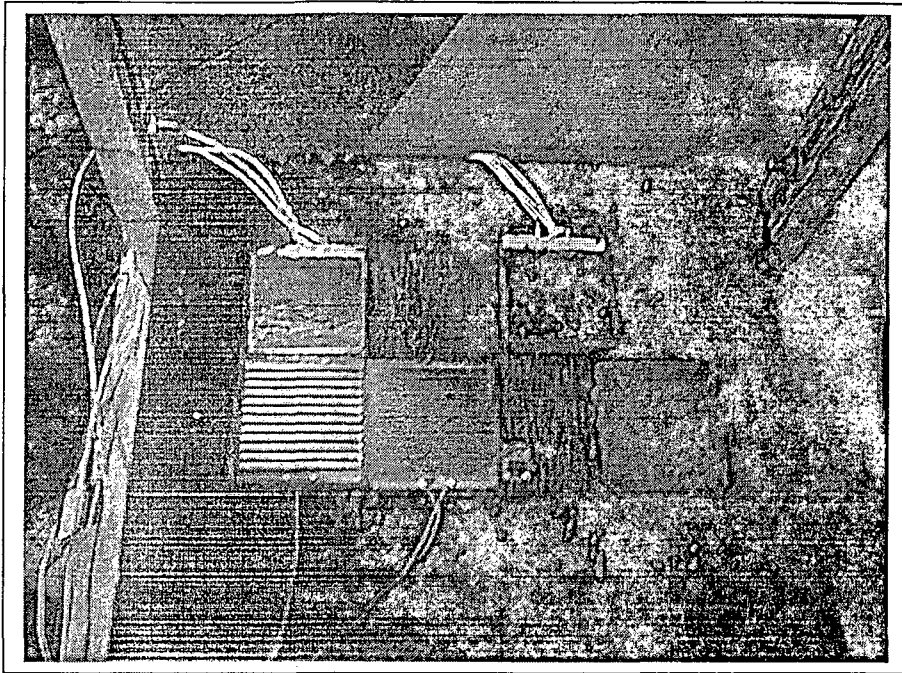


Figura 5.21 - Disposição dos sensores na placa inferior

A velocidade do ar é medida na região frontal às placas por um termo-anemômetro marca Alnor modelo 8575, com faixa de operação entre 0,1 e 30 m/s, resolução de 0,01 m/s, e apresentando, segundo o fabricante, uma incerteza de medição de 0,2 m/s nas condições de uso ( $T_{amb} \cong 21 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

A temperatura do ar é medida por um termopar tipo T utilizando como junta de referência um banho de gelo fundente. De fato este mesmo banho é utilizado como referência para a medição das temperaturas das placas superior e inferior. Os termopares são isolados com verniz a fim de evitar correntes parasitas que pudessem vir a afetar as medições.

As tensões geradas pelos termopares e pelos sensores são registradas por um sistema de aquisição de sinais (data acquisition / control unit 3852 A – Hewlett Packard) controlada por um micro computador PC 486 DX266. Cada canal é chaveado durante 16,6 ms, armazenando um valor médio. Entre cada chaveamento é aguardado 1,2 ms para minimização do efeito ripple. A taxa de aquisição fica, então, em torno de 17,8 leituras/seg.

Um condutor elétrico em curto circuito é instalado na placa inferior. Um canal é reservado para armazenamento deste sinal do curto circuito para acompanhar o nível de ruído nas aquisições. Conforme observado em campo a maior fonte de ruído provem da utilização do inversor de frequência do túnel de vento. Para minimização deste problema foram

aterradas as placas superior e inferior que, conforme se verificou, é essencial para diminuição deste ruído. O ruído de medição em um cabo em curto circuito a uma distância de 3 m é inferior a 6  $\mu\text{V}$ . O desvio padrão está em torno de  $\pm 2 \mu\text{V}$  com o ventilador do túnel ligado (figura 5.22).

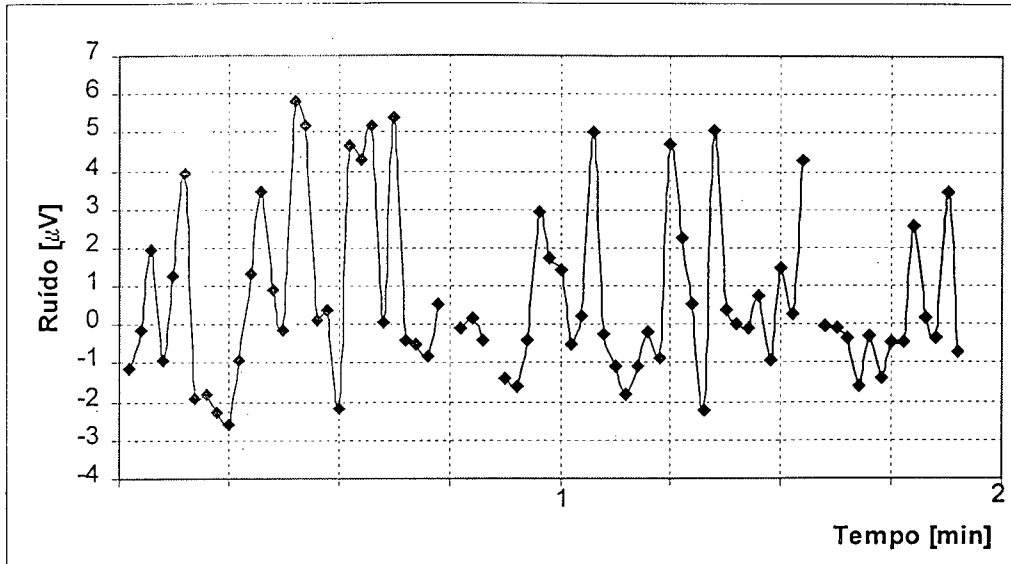


Figura 5.22 – Sinal do cabo em curto circuito SEQSEQ

### 5.5.4 Cálculo do Fator de Forma

O cálculo teórico da irradiância sobre o sensor envolve a determinação dos fatores de forma entre as superfícies representadas na fig. 5.23. Nesta figura estão indicados a placa superior (1), a placa inferior (3), o sensor (2) e o ambiente (4) representado por uma superfície hipotética que fecha a cavidade com emissão unitária:

O fator de forma  $F_{21}$  entre sensor e placa superior é determinado através de valores tabelados obtendo-se (Siegel & Howell, 1992):

$$F_{21} = 0,844.$$

$$F_{13} = 0,769$$

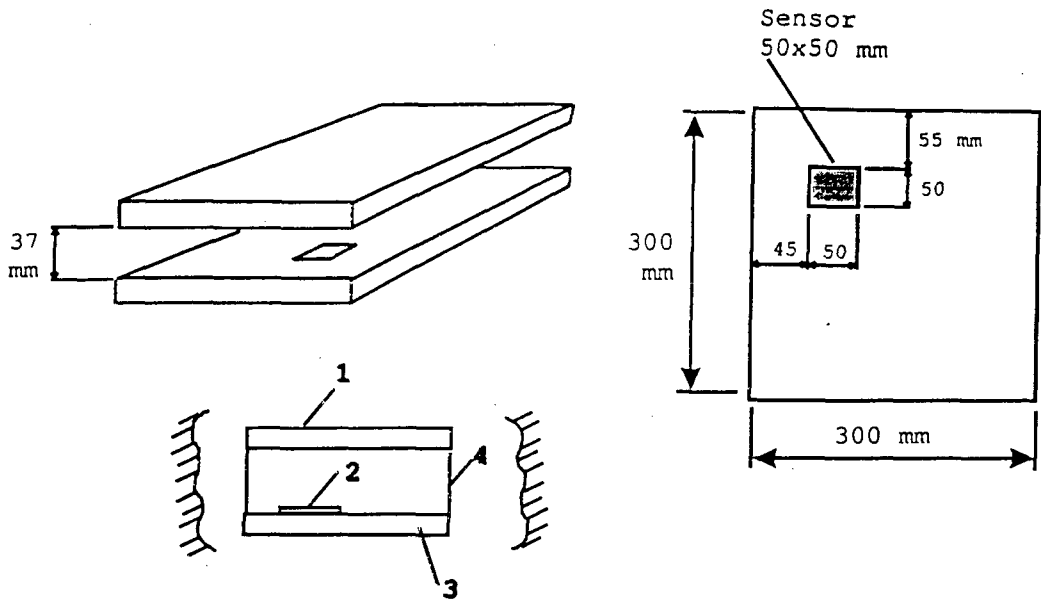


Figura 5.23 – Configuração para o sensor e vista da placa inferior

Os outros fatores de forma são calculados utilizando as relações de reciprocidade (equação 5.14), e levando-se em conta que numa cavidade a soma dos fatores de forma para uma superfície é unitária ( equação 5.15)

$$A_i F_{i,j} = A_j F_{j,i} \tag{5.14}$$

$$\sum_{j=1}^n F_{i,j} = 1 \tag{5.15}$$

A tabela 11 apresenta os fatores de forma calculados para H = 37 mm. As áreas e as emissividades correspondentes estão indicados na tabela 12.

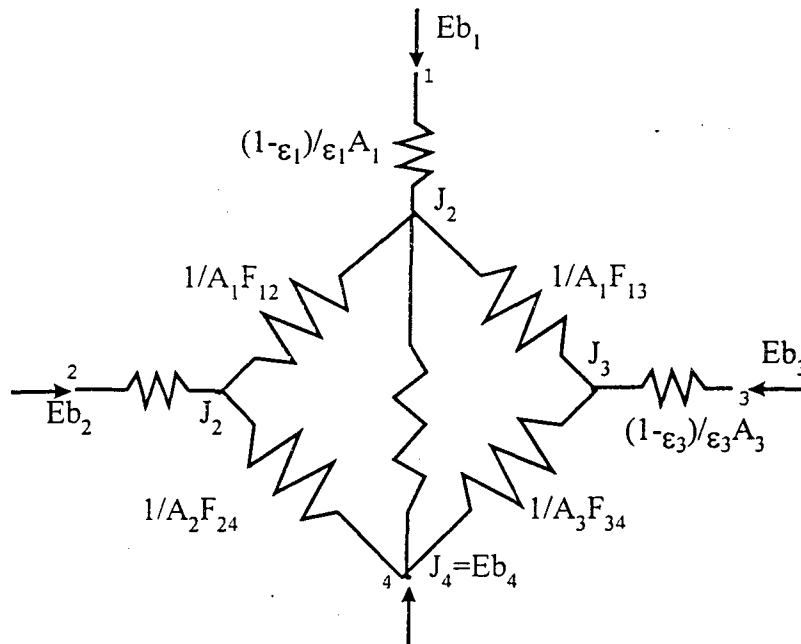
Tabela 11– Fatores de forma Fij (H = 37 mm)

superfícies	1	2	3	4
1	0	0,0234	0,769	0,208
2	0,842	0	0	0,157
3	0,791	0	0	0,209
4	0,421	0,0088	0,412	0,158

Tabela 12- Áreas e emissividades

Superfície	Area [m <sup>2</sup> ]	Emissividade
1	0,0900	0,91
2	0,0025	Variável
3	0,0875	0,91
4	0,0444	1

Para efeito da utilização dos transdutores interessa calcular qual a irradiância (G) a que estes estão submetidos na placa fria. Este cálculo pode ser feito através da analogia elétrica utilizando a resistência radiativa da superfície e a resistência espacial ou geométrica (Incropera, de Witt, 1990). Através desta analogia (figura 5.24) montamos o sistema de equações :



EMBED

Figura 5.24 – Analogia elétrica para as trocas radiativas

$$q_1 = \frac{Eb_1 - J_1}{(1-\epsilon_1)/\epsilon_1 A_1} = \frac{J_1 - J_2}{1/A_1 F_{1,2}} + \frac{J_1 - J_3}{1/A_1 F_{1,3}} + \frac{J_1 - J_4}{1/A_1 F_{1,4}} \tag{5.16}$$

$$q_2 = \frac{Eb_2 - J_2}{(1 - \varepsilon_2)/\varepsilon_2 A_2} = \frac{J_2 - J_1}{1/A_2 F_{2,1}} + \frac{J_2 - J_4}{1/A_2 F_{2,4}} \quad (5.17)$$

$$q_3 = \frac{Eb_3 - J_3}{(1 - \varepsilon_3)/\varepsilon_3 A_3} = \frac{J_3 - J_1}{1/A_3 F_{3,1}} + \frac{J_3 - J_4}{1/A_3 F_{3,4}} \quad (5.18)$$

$$q_4 = \frac{J_4 - J_3}{1/A_3 F_{3,4}} + \frac{J_4 - J_2}{1/A_2 F_{2,4}} + \frac{J_4 - J_1}{1/A_1 F_{1,4}} \quad (5.19)$$

Como exemplo poderíamos ter numa aquisição a seguinte situação:

$$T_{\text{alta}} = T_1 = 40 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$T_{\text{amb}} = T_4 = 21 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$T_{\text{baixa}} = T_2 = T_3 = 22 \text{ }^\circ\text{C}$$

O que resultaria pela solução do conjunto de equações para esta montagem (distância entre as placas de 37 mm) em:

$$G_2 = G_{\text{REF}} = 517 \text{ W/m}^2$$

O ideal é que o fator de forma entre sensor e placa superior seja unitário. A tabela 13 mostra a variação do fator de forma com a distância entre placas e também a diferença no valor da irradiância em relação ao caso com fator de forma unitário. Observa-se que para uma distância de 20 mm a hipótese de se admitir um fator de forma unitário implica em um erro calculado de 1,4 %.

Com a aproximação das placas é possível uma simplificação no cálculo da irradiância do sensor, considerando a radiação emitida pela placa superior ( $\varepsilon \sigma T_H^4$ ), mais a parcela de radiação emitida pela placa inferior e refletida pela placa superior sobre o sensor ( $\rho \varepsilon \sigma T_L^4$ ). Para o caso da distância de 20 mm a diferença seria de 0,5 % em relação à solução do sistema de equações (equações 5.16 a 5.19), constituindo-se portanto numa alternativa de simplificação, quando as distâncias entre placas forem suficientemente reduzidas.



Tabela 13– Influência da distância entre placas sobre o fator de forma entre sensor e placa superior

H [mm]	$F_{21}$	$G_2$ [W/m <sup>2</sup> ]	Diferença para o caso unitário
37	0,844	517	4 %
37	unitário	538	
20	0,936	527	1,4 %
20	unitário	548	

Outra observação é o fato de que a emissividade do sensor tem pouca influência sobre o campo radiativo entre as placas, podendo ser desprezado, e desta forma simplificando os cálculos.

Cabe ressaltar que a tinta de cobertura apresenta um comportamento direcional na forma de priorizar a radiação na direção normal ao sensor, minimizando assim a influência do ambiente.

### 5.5.5 Coeficiente de troca de calor por convecção

As placas são dispostas paralelamente ao escoamento de ar no interior da seção de teste do túnel de vento.

Como o escoamento é a baixa velocidade (< 8 m/s), o coeficiente de troca de calor por convecção pode ser estimado à partir do caso clássico de placa plana em escoamento paralelo laminar, largamente discutido na literatura e apresentado na equação (5.20) (Incropera e De Witt, 1990).

$$Nu_L = 0,644 Re_L^{1/2} Pr^{1/3} \quad (5.20)$$

A tabela 14 mostra os valores médios do coeficiente de convecção em função da velocidade do ar para o caso de uma temperatura de película de 21 °C, representativa da

situação dos testes. Os sensores com largura igual a 50 mm encontram-se distantes 55 mm da borda da placa, conforme indicado na figura 5.23.

Tabela 14 – Valores do coeficiente de convecção na placa inferior

Vel [m/s]	1	2	3	4	5
h [W/m <sup>2</sup> K]	12,3	17,5	21,4	24,7	27,6

## 5.6 Resultados experimentais

### 5.6.1 Introdução

Apesar da proposta do radiômetro fluximétrico estar centrada na possibilidade de dispensar a calibração, torna-se essencial verificar essa hipótese.

Nessa seção será apresentado os resultados da calibração do radiômetro fluximétrico, assim como os resultados de calibração dos radiômetros diferenciais em suas diversas configurações.

Será analisado a influência da velocidade do ar sobre os sensores protegidos por uma película e/ou abertos ao meio.

### 5.6.2 Radiômetro fluximétrico

#### Calibração em campo radiante

A proposta da calibração do radiômetro fluximétrico apenas em modo condutivo (com o conhecimento das emissividades), será avaliada com o auxílio da bancada de calibração em ondas longas.

No mesmo ensaio será avaliada a influência da velocidade do ar sobre os sensores.

A placa inferior teve sua temperatura mantida próxima da temperatura ambiente e a placa superior teve sua temperatura elevada até cerca de 80 °C.

Na figura 5.25 podemos observar os fluxímetros posicionados na placa inferior. Os dois fluxímetros vão constituir o radiômetro fluximétrico.

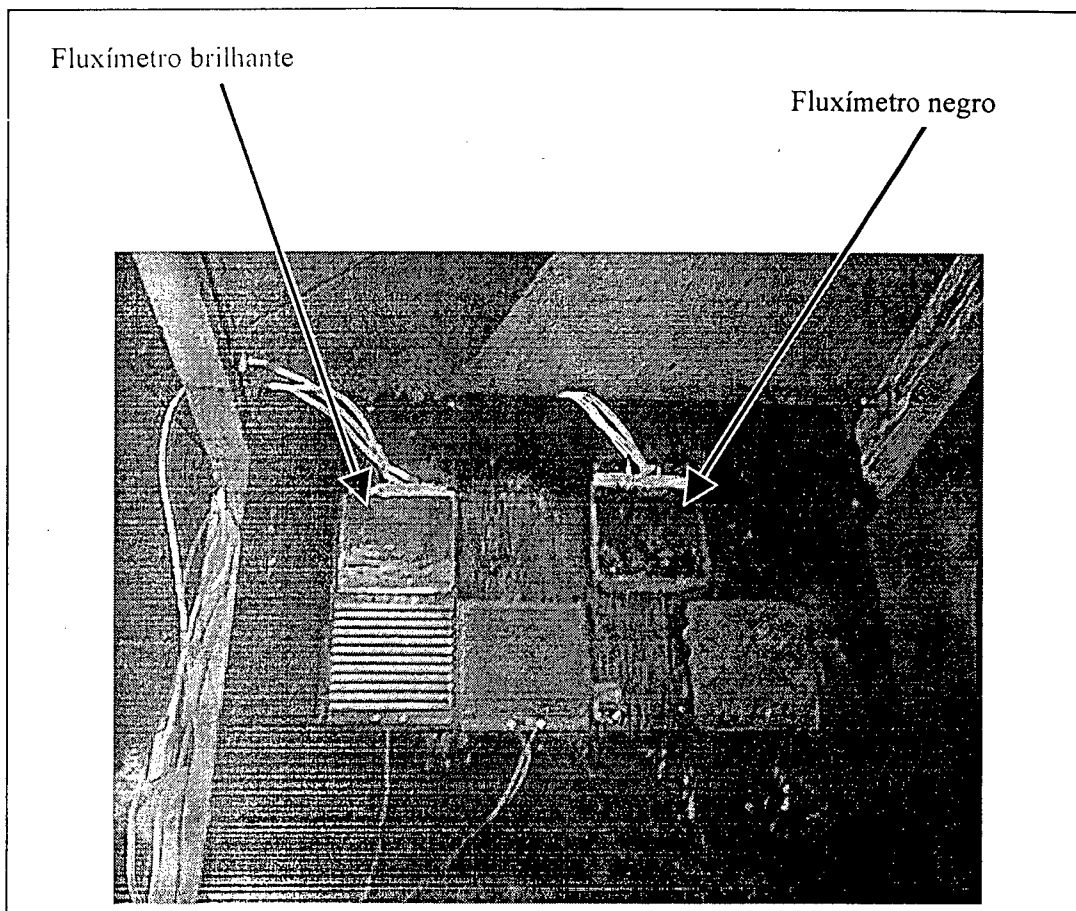


Figura 5.25 – Posição dos fluxímetros na placa inferior

A tabela 15 apresenta os dados brutos de uma aquisição, sendo  $T_{pl.sup.}$  a temperatura da placa superior,  $T_{flu}$  a temperatura no centro do fluxímetro e  $V$  a tensão medida nos transdutores.

Tabela 15 – Exemplo de dados brutos para alguns valores da aquisição (velocidade do jato nula).

$T_{pl.inf.}$ [°C]	$T_{pl.sup.}$ [°C]	$T_{flu\ brilh}$ [°C]	$T_{flu\ negro}$ [°C]	$V_{brilh}$ [μV]	$V_{negro}$ [μV]	$T_{ar}$ [°C]
21,8	30,0	22,3	22,3	15.4	171	21.0
21,8	30,1	22,6	22,1	29.9	192	21.1
21,8	30,2	22,2	22,2	25.8	185	21.0
21,8	30,4	22,7	22,1	35.4	195	21.1
21,8	30,5	22,5	22,1	30.9	199	21.1
21,8	30,6	22,2	22,2	20.5	193	21.0

Na tabela 16 são apresentados os dados dos dois fluxímetros.

Tabela 16 – Dados dos fluxímetros negro e brilhante

	constante de calibração [W/mV]	emissividade	área
Brilhante	0,574	0,02	5 x 5 cm
negro	0,698	0,91	5 x 5 cm

A partir dos dados de aquisição (dados brutos) e dos dados dos fluxímetros, podemos determinar os parâmetros de interesse.

A irradiância ( $G_{flux}$ ) calculada com o auxílio dos fluxímetros é dada por:

$$G_{flux} = \frac{q_{negro} - q_{brilh}}{\alpha_{negro} - \alpha_{brilh}} - \sigma T_{flu}^4 \quad (5.21)$$

O cálculo das temperaturas é realizada utilizando-se do polinômio em séries de potência para o termopar cobre/constantan (NBS – ver capítulo 4). A temperatura de referência é obtida com um banho de referência de gelo fundente. Os dados são adquiridos automaticamente pelo sistema de aquisição de sinais – HP 3852 A.

Para o cálculo da irradiância de referência ( $G_{ref}$ ) admitiu-se um fator de forma unitário entre as placas – ver discussão sobre o fator de forma neste capítulo. As placas estão cobertas com a tinta 3M black velvet, portanto a mesma emissividade admitida para o fluxímetro negro. Pode-se então a partir das temperaturas medidas para a placa superior e inferior calcular a irradiância pela equação:

$$G_{ref} = \varepsilon \sigma T_{pl.sup}^4 + (1 - \varepsilon) \varepsilon \sigma T_{pl.inf}^4 \quad (5.22)$$

A tabela 17 e a figura 4.26 mostram os valores já tratados a partir das constantes de calibração dos fluxímetros, emissividades e resistências térmicas. Neste caso  $T_{flu}$  é a temperatura na superfície do fluxímetro,  $q_{brilh}$  e  $q_{negro}$  é o fluxo de calor que atravessa o fluxímetro brilhante e negro,  $G_{flux}$  é a irradiância obtida através dos valores medidos pelos fluxímetros e  $G_{ref}$  é o valor teórico para a irradiância

Tabela 17 - Dados tratados para velocidade do jato nula.

Tpl.inf. [°C]	Tpl.sup. [°C]	Tflu brilh [°C]	Tflu negro [°C]	q brilh. [W/m <sup>2</sup> ]	q negro [W/m <sup>2</sup> ]	G <sub>flux</sub> [W/m <sup>2</sup> ]	G <sub>ref</sub> [W/m <sup>2</sup> ]	ΔG [%]
21,8	30,0	22,3	22,3	3,53	47,7	478	470	1,7
21,8	30,1	22,6	22,1	6,86	53,6	481	471	2,1
21,8	30,2	22,2	22,2	5,92	51,6	480	471	1,9
21,8	30,4	22,7	22,1	8,12	54,4	480	472	1,7
21,8	30,5	22,5	22,1	7,09	55,5	483	473	2,1
21,8	30,6	22,2	22,2	4,70	53,9	483	473	2,1

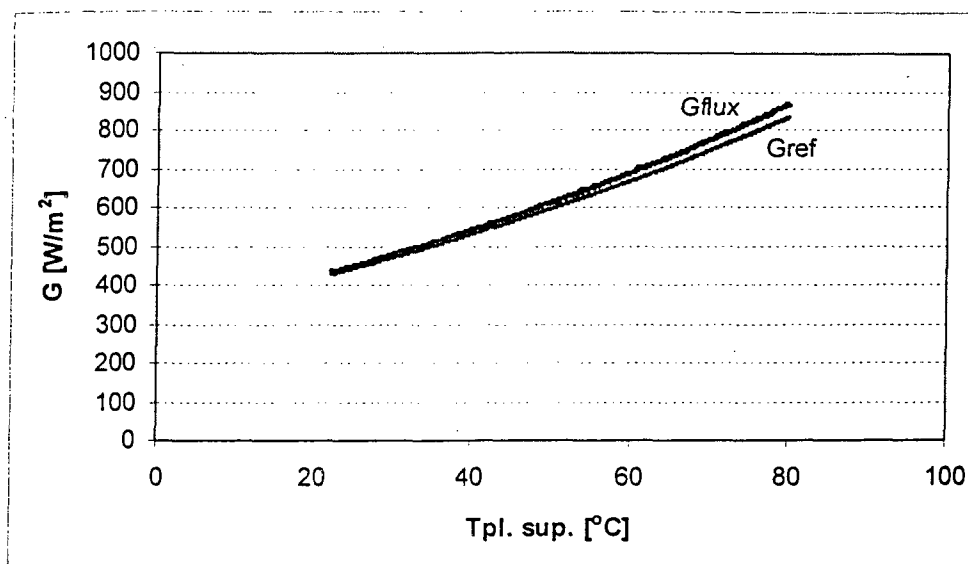


Figura 5.26 - Irradiância determinada a partir dos fluxímetros (G<sub>flux</sub>) e a partir da relação teórica (G<sub>ref</sub>) (velocidade do jato de ar nula)

Nota-se uma razoável concordância entre os valores obtidos com os fluxímetros (G<sub>flux</sub>) e os valores de referência (G<sub>ref</sub>).

A diferença entre os valores pode ter origem na incerteza das constantes de calibração dos fluxímetros, dos valores das emissividades ou ainda da própria incerteza do fluxo radiante de referência (G<sub>ref</sub>).

A seção abaixo mostra uma análise de incertezas:

### Análise de incertezas

O cálculo da propagação das incertezas na medição da irradiância é feito a partir das equações do balanço de energia para os radiômetros fluximétricos negro e brilhante, neste caso a expressão para a irradiância é dada por:

$$G = \frac{q_1 - q_2}{\alpha_1 - \alpha_2} - \sigma T^4 \quad (5.23)$$

com o fluxo de calor que atravessa o fluxímetro dado por

$$q = \frac{c V}{A} \quad (5.24)$$

onde,

A = área superficial do fluxímetro [m<sup>2</sup>]

c = constante de calibração do fluxímetro [W/μV]

V = tensão gerada pelo fluxímetro preto [μV]

G = irradiância sobre o fluxímetro [W/m<sup>2</sup>]

σ = 5,67 x 10<sup>-8</sup> = constante de Stefan-Boltzmann [W/m<sup>2</sup> K<sup>4</sup>]

α = ε = absorvidade da superfície do fluxímetro

T = temperatura superficial do fluxímetro

Os índices 1 e 2 se referem aos fluxímetros negro e brilhante respectivamente.

As hipóteses assumidas para o uso desta equação incluem:

- mesmo coeficiente de convecção para os dois fluxímetros
- absorvidade igual a emissividade para os materiais de cobertura
- temperaturas superficiais idênticas para os dois fluxímetros

A incerteza total será dada pela raiz quadrada da soma das incertezas ao quadrado

$$IM_G = \sqrt{\left(\frac{\partial G}{\partial x_1} IM_1\right)^2 + \left(\frac{\partial G}{\partial x_2} IM_2\right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial G}{\partial x_N} IM_N\right)^2} \quad (5.25)$$

onde:

IM<sub>G</sub> = Incerteza de medição total da irradiância

$\frac{\partial G}{\partial x_1}$  = sensibilidade da variável x<sub>1</sub>.

IM<sub>1</sub> = Incerteza de medição da variável x<sub>1</sub>.

A análise é realizada para duas situações apresentadas na tabela 18, representativa dos dois extremos da aquisição. Os valores nominais e as incertezas de medição para cada uma das variáveis está apresentada nas tabelas 19 e 20.

Tabela 18 – Valores de duas aquisições em valores extremos

$T_{pl.sup.}$ [°C]	$T_{negro}$ [°C]	$T_{brilh}$ [°C]	$T_{ar}$ [°C]	$V_{brilh.}$ [μV]	$V_{negro}$ [μV]	$G$ [W/m <sup>2</sup> ]	$G_{ref}$ [W/m <sup>2</sup> ]	erro [%]
22,1	22,0	22,1	21,0	0,6	12,9	432	426	1,3
79,3	23,3	22,4	22,1	101	1460	863	830	4,0

Tabela 19– Valores das variáveis e incertezas de medição

Parâmetro	símbolo	Valor nominal	Incerteza de Medição	$\partial G/\partial x_i$	$(\partial G/\partial x_i)IM_i$
Emissividade da tinta negra	$\epsilon_1$	0,91	4 %	-4,4	-0,16
Emissividade da película de alumínio	$\epsilon_2$	0,02	4 %	4,4	0,003
Temperatura superficial	$T_{sup}$	22,0 °C	0,5 °C	-5,82	2,91
Área superficial do radiômetro negro	$A_1$	0,0025	10 <sup>-8</sup> m <sup>2</sup>	-1618	1,6 x 10 <sup>-5</sup>
Área superficial do radiômetro brilhante	$A_2$	0,0025	10 <sup>-8</sup> m <sup>2</sup>	61,9	6,2 x 10 <sup>-7</sup>
Tensão elétrica – negro	$V_1$	12,9	4 μV	0,314	1,2
Tensão elétrica - brilhante	$V_2$	0,6	4 μV	-0,258	-1,0
Constante de calibração – negro	$C_1$	0,698	3%	5,8	0,12
Constante de calibração – brilh.	$C_2$	0,574	3%	-0,27	-0,004

Finalmente a incerteza de medição encontrada, com a utilização dos fluxímetros, é apresentada na tabela 21.

Tabela 20 – Valores das variáveis e incertezas de medição

Parâmetro	símbolo	Valor nominal	Incerteza de Medição	$\partial G/\partial x_i$	$(\partial G/\partial x_i)IM_i$
Emissividade da tinta negra	$\epsilon_1$	0,91	4 %	-485	-17,6
Emissividade da película de alumínio	$\epsilon_2$	0,02	4 %	485	0,4
Temperatura superficial	$T_{sup}$	23,0 °C	0,5 °C	-5,89	2,9
Área superficial do radiômetro negro	$A_1$	0,0025	$10^{-8} \text{ m}^2$	-183205	-0,002
Área superficial do radiômetro brilhante	$A_2$	0,0025	$10^{-8} \text{ m}^2$	10422	0,0001
Tensão elétrica – negro	$V_1$	1460	4 $\mu\text{V}$	0,314	1,25
Tensão elétrica - brilhante	$V_2$	101	4 $\mu\text{V}$	-0,258	-1,03
Constante de calibração – negro	$C_1$	0,698	3%	656	13,7
Constante de calibração – brilhante	$C_2$	0,574	3%	-45	-0,77

Tabela 21 – Incerteza de medição para o radiômetro fluximétrico

$T_{pl.sup.} [^{\circ}\text{C}]$	$G_{ref} [\text{W}/\text{m}^2]$	$IM_G [\text{W}/\text{m}^2]$	$IM_G [\%]$
22,1	426	3,3	0,8
79,3	830	22,5	2,7

### Irradiância Padrão

A irradiância de referência é calculada a partir dos valores de temperatura da placa superior e inferior, das propriedades radiativas dos corpos e da disposição geométrica das placas. Este é o valor utilizado para calibrar os radiômetros diferenciais e estabelecer os erros do radiômetro fluximétrico. A equação que define a irradiância é dada por:



$$G_{ref} = \varepsilon \sigma T_{pl.sup.}^4 + (1 - \varepsilon) \varepsilon \sigma T_{pl.inf.}^4 \quad (5.26)$$

Esta expressão é válida se tivermos um fator de forma unitário entre a placa superior e placa inferior e considerando-se que o sensor não influi no valor da irradiância sobre a placa inferior. A emissividade é assumida igual a absorvidade. As emissividades da placa inferior e superior são as mesmas (pintadas com a tinta 3M Black Velvet).

As incertezas para a medição de temperatura e da emissividade são as mesmas das tabelas 19 e 20 anteriores. A tabela 22 apresenta um resumo dos resultados para os dois valores extremos de um teste.

Tabela 22 – Incerteza de medição para a irradiância de referência

$T_{pl.sup.}$ [°C]	$G_{ref}$ [W/m <sup>2</sup> ]	$IM_{Gref}$ [W/m <sup>2</sup> ]	$IM_{Gref}$ [%]
22,1	426	4	0,9
79,3	830	19	2,3 %

Ou seja, a diferença observada entre o valor da radiação medida pelos fluxímetros ( $G_{flux}$ ) e a radiação de referência ( $G_{ref}$ ) está dentro da faixa de incerteza do sistema.

### Influência da convecção

Como o objetivo é a determinação do comportamento sobre convecção variável, foram realizados testes para diversas velocidades do jato de ar no túnel. A figura 5.27 indica valores medidos ( $G_{flux}$ ) para diversas velocidades do jato de ar.

A figura 5.28 apresenta um resumo dos erros ( $G_{flux} - G_{ref}$ ) para velocidades do jato de ar de 0, 2, 4 e 8 m/s. O efeito da convecção é a queda no valor medido para a irradiância ( $G_{flux}$ ), ou seja, aumento do erro negativo.

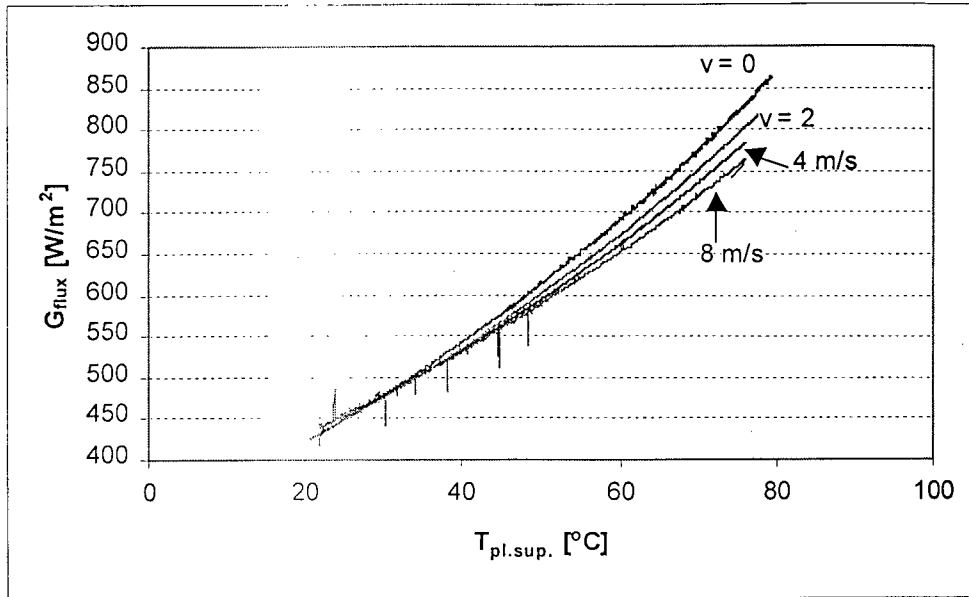


Figura 5.27 – Valores de  $G_{flux}$  para várias velocidades do jato de ar.

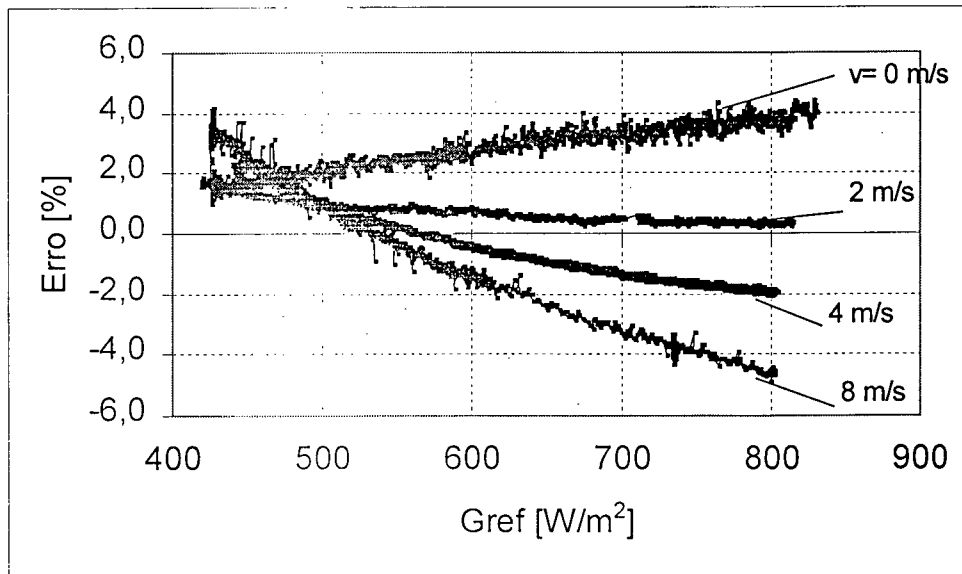


Figura 5.29 - Erros na medição da irradiância para várias velocidades do jato de ar (sem cobertura).

### Uso de Cobertura

Foram realizados os mesmos testes para o radiômetro fluximétrico utilizando uma cobertura de PVC com espessura de  $10 \mu m$ . A figura 5.30 apresenta uma comparação da medição através dos fluxímetros com e sem cobertura e do valor teórico para a irradiância. Nota-se claramente, no uso de cobertura, a tendência a subestimar a irradiância medida,

devido às parcelas de radiação absorvida e refletida pela película. Na figura 5.30 são apresentados os erros para velocidades de 0, 2 e 4 m/s. Observa-se que de 0 para 2 m/s o aumento no erro se deve ao resfriamento da película de PVC e consequentemente da diminuição da reirradiância pela película. De 2 para 4 m/s a alteração no erro é menor pois as duas situações são de convecção forçada sobre a película, que certamente já está com sua temperatura próxima da temperatura do ar.

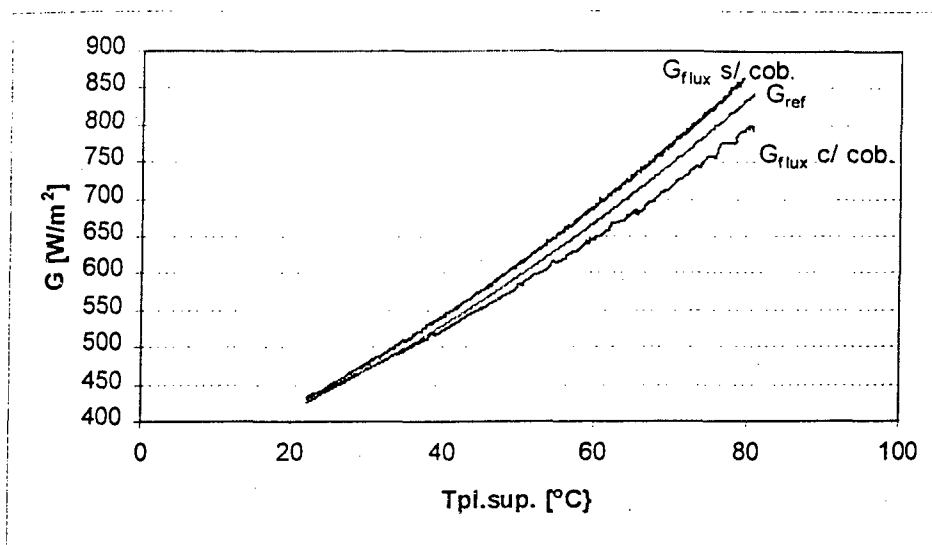


Figura 5.29 - Irradiância determinada a partir dos fluxímetros ( $G_{flux}$ ) e a partir da relação teórica com uso de cobertura (velocidade do jato nula)

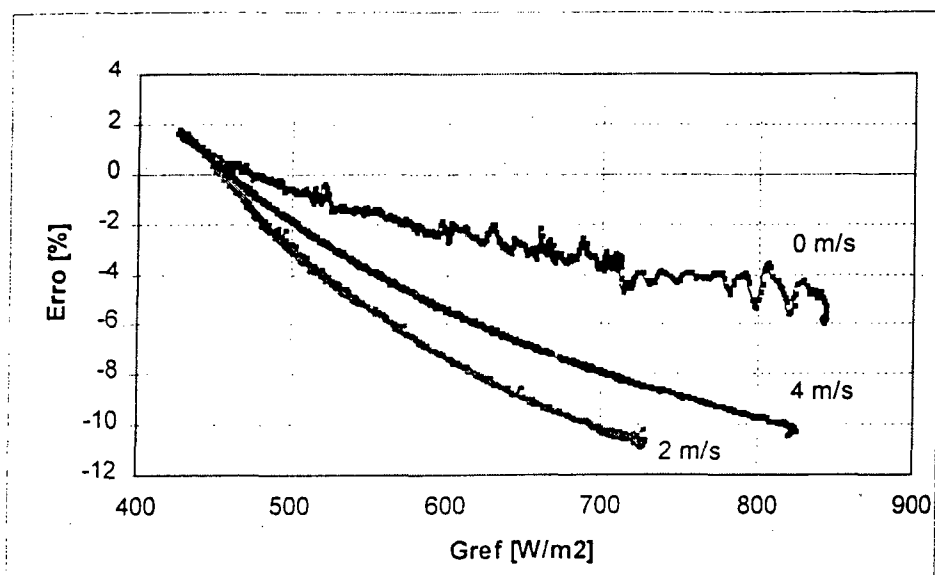


Figura 5.30 - Erros na medição da irradiância para várias velocidades do jato de ar (com cobertura).

### Tempo de resposta

Para se determinar o tempo de resposta dos sensores utilizou-se uma placa de alumínio que é interposta entre o sensor e a placa superior manualmente. Como esta placa está numa temperatura próxima à ambiente, o sinal do sensor cai até próximo de zero (troca líquida nula). Aguarda-se alguns segundos e retira-se a placa e o sensor volta a indicar o sinal inicial. Com este procedimento pode-se estimar o tempo de resposta na queda e na elevação do sinal. Tomando-se a constante de tempo como o tempo necessário para o sistema atingir 63,2 % da diferença entre o valor inicial e o valor de regime permanente (Holman, 1984).

O resultado da medição e a constante de tempo calculada são mostrados na figura 5.31 e na tabela 23.

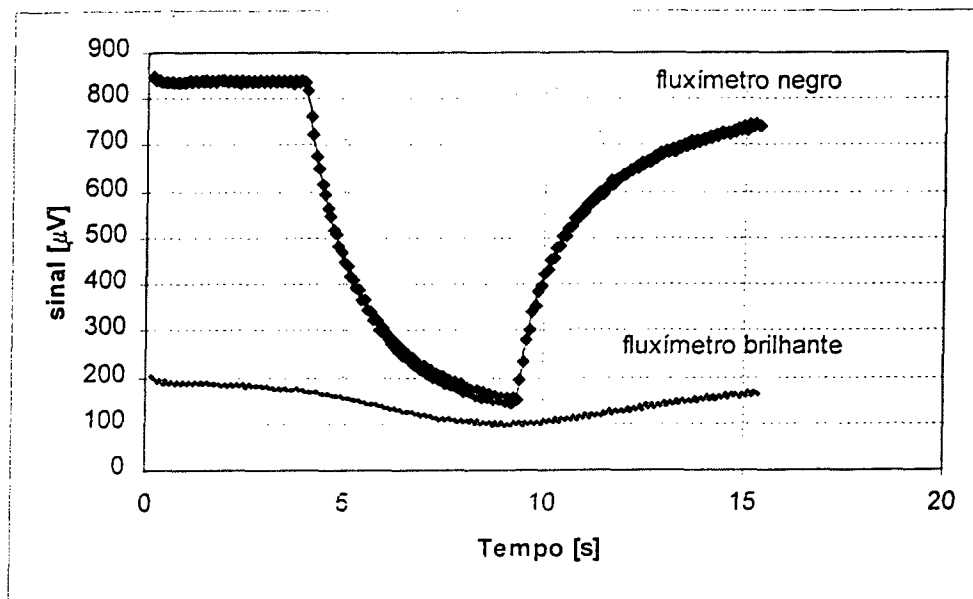


Figura 5.31 – Tempo de resposta para os fluxímetros negro e brilhante.

Tabela 23 – Constante de tempo dos sensores

Sensor	Constante de tempo [ms]
Fluxímetro negro	1500
Fluxímetro brilhante	1500

## Conclusão

Nota-se uma queda no valor de  $G_{flux}$  com o aumento da velocidade do ar (figura 5.27), na montagem sem cobertura, apontando a priori para a necessidade de utilização de uma cobertura sobre os fluxímetros. O uso de uma cobertura de PVC de 10  $\mu\text{m}$  de espessura apresentou, no entanto, os inconvenientes da reirradiância e diminuição do valor medido, causando um erro maior do que sem o uso de cobertura.

A determinação do fluxo radiante, apresentado na equação 5.21, é fundamentalmente baseada na hipótese de igualdade do coeficiente de troca de calor por convecção entre os fluxímetros negro e brilhante. Para o ensaio realizado essa hipótese está aparentemente correta, pois os sensores estão dispostos numa mesma distância da borda da placa inferior e sujeitos a um fluxo de ar com características semelhantes.

Outra hipótese presente no cálculo de  $G_{flux}$  é a de que as trocas de calor por convecção são as mesmas para os fluxímetros negro e brilhante em decorrência da igualdade das temperaturas superficiais (ver tabela 15).

O fato de se ter uma variação do sinal medido pode, então, ser atribuído a incertezas do coeficiente de calibração dos sensores, na medição da temperatura e/ou na estimação dos valores das emissividades das superfícies.

A análise de incertezas mostrou que as diferenças encontradas entre  $G_{flux}$  e  $G_{ref}$  estão dentro do previsto.

Os resultados apontam para a ocorrência de erros máximos da ordem de  $\pm 4,0\%$  sem uso de cobertura e considerando-se a influência da convecção (velocidade do jato de ar de até 8 m/s). Esses resultados indicam a possibilidade de se utilizar o radiômetro fluximétrico sem calibrá-lo em campo radiante e ainda dispensando o uso de coberturas.

### 5.6.3 Radiômetro diferencial

#### Calibração em campo radiante

Os radiômetros diferenciais são montados na placa inferior atrás dos fluxímetros do radiômetro fluximétrico, ou seja estão a uma distância de 105 mm da borda de ataque. O radiômetro fluximétrico é mantido em todas as montagens. Inicialmente são realizados testes

com quatro radiômetros diferenciais: kapton/alumínio, kapton/constantan, mini-Lille e kapton/alumínio com tinta negra inferior. Para os demais radiômetros são apresentados os testes comparativos de resposta para velocidade do jato de ar nula.

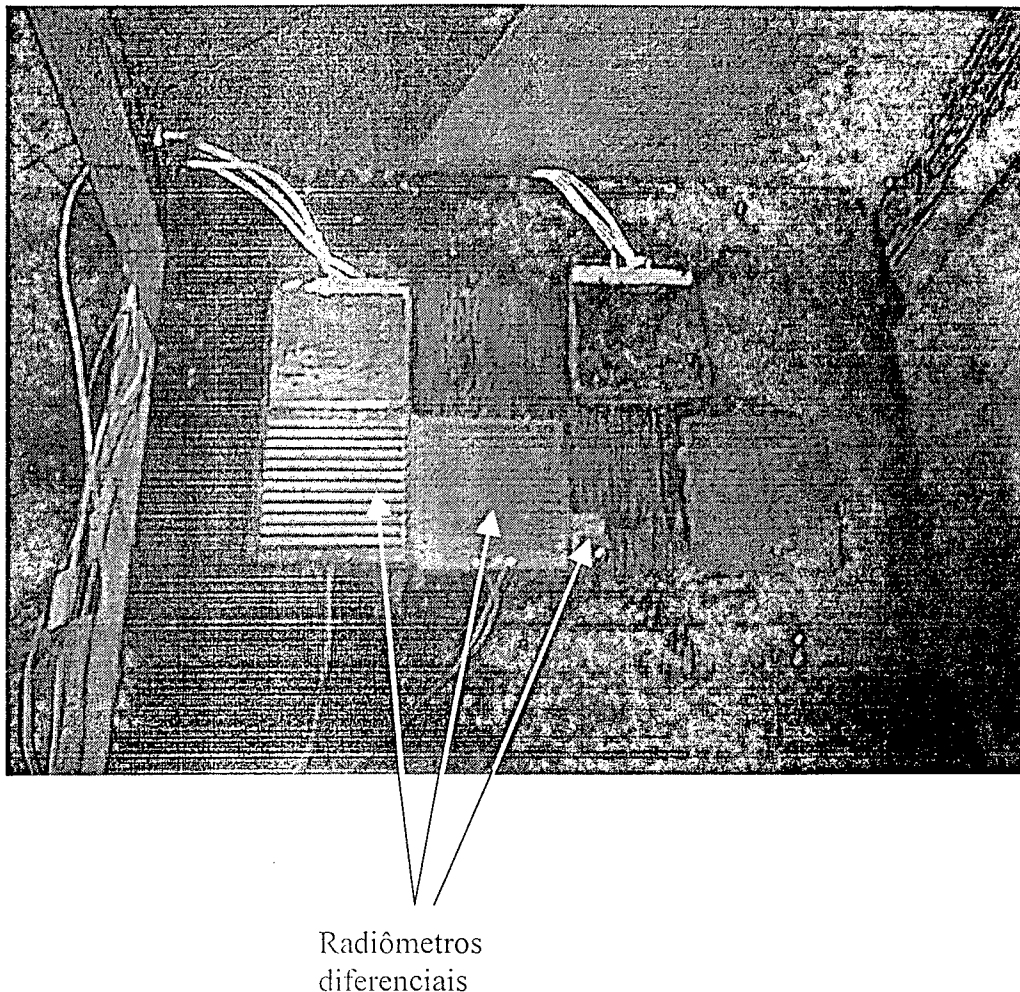


Figura 5.32 – Disposição dos radiômetros diferenciais na placa inferior

A tabela 24 apresenta os dados do ensaio para alguns valores de temperatura da placa superior. Nesta tabela o único cálculo é o da irradiância padrão determinada a partir da temperatura da placa quente e fria conforme apresentado na seção 5.6.2 e equação 5.21. A temperatura da placa inferior foi mantida a 22 °C e a temperatura da placa superior variando de 22 até 80 °C, aproximadamente. Inicialmente estamos interessados na variação do sinal medido em relação à velocidade do jato de ar no túnel.

Tabela 24 – Exemplo de teste com o radiômetro kapton/constantan  
(velocidade do jato de ar nula)

Tpl.inf. [°C]	Tpl.sup. [°C]	Tradiom. [°C]	Tar [°C]	Vradiom. [μV]	G ref [W/m <sup>2</sup> ]
21,9	40,0	22,5	21,1	449	530
21,9	40,1	22,4	21,3	454	531
21,9	40,2	22,2	21,2	457	532
21,9	40,3	22,3	21,2	460	532
21,9	40,5	22,4	21,2	460	533
21,9	40,6	22,4	21,1	463	534

Conforme se observa da tabela 24 a temperatura do radiômetro permanece praticamente constante.

A forma de calibração do sensor é direta: a temperatura da placa superior define uma irradiância que é associada ao sinal do transdutor. A curva de calibração deve ser calculada a partir dos valores obtidos com velocidade do jato nula, pois neste ponto o ruído devido à convecção é o menor possível. A figura 5.33 apresenta a curva de calibração em função da irradiância calculada para os radiômetros testados, com velocidade do jato de ar nula, e a figura 5.34 apresenta o sinal em função das trocas radiantes líquidas.

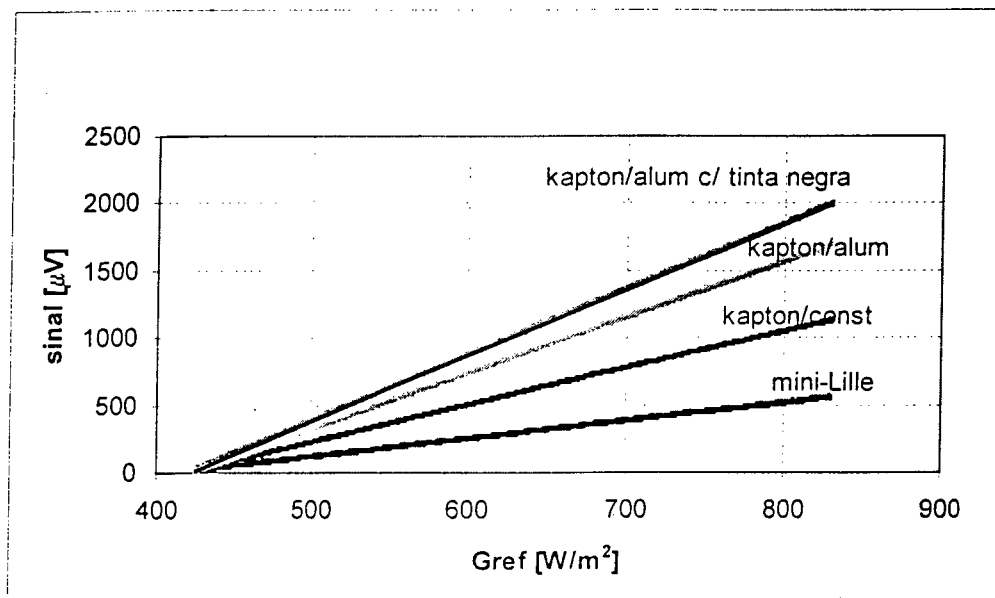


Fig. 5.33 – Curvas de calibração para os radiômetros  
(velocidade do jato nula)

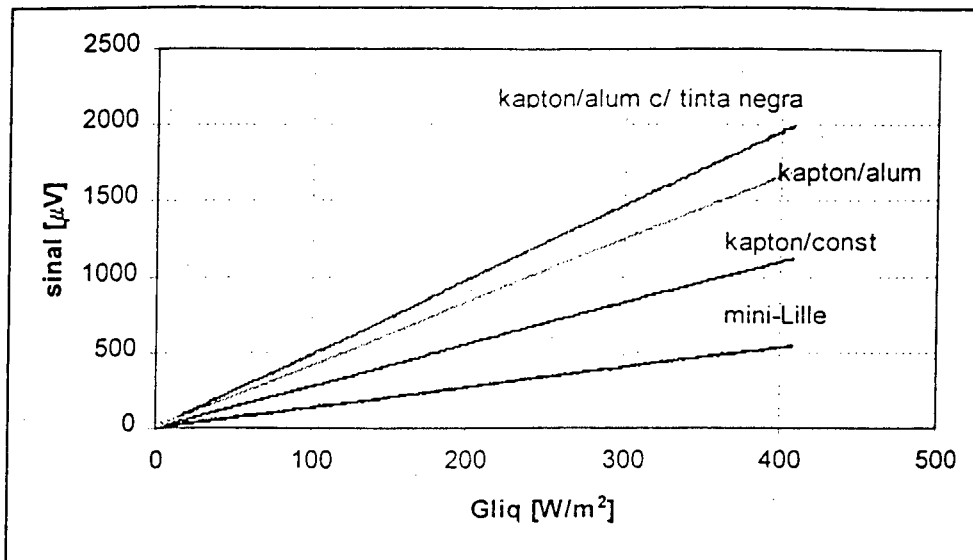


Figura 5.34 – Curvas de troca líquida para os sensores

A tabela 25 mostra a sensibilidade absoluta ( $s$ ) e a sensibilidade por unidade de área do sensor ( $J'$ ) para cada um dos transdutores, obtidas por linearização das curvas apresentadas na figura 5.33. O coeficiente de correlação ( $R^2$ ) obtido de cada curva é superior a 0,9995.

Tabela 25 – Sensibilidade dos radiômetros

Descrição	$s$ [ $\mu\text{V}/\text{W}/\text{m}^2$ ]	$J'$ [ $\mu\text{V}/\text{W}$ ]
Kapton alumínio c/ tinta negra	4,89	1956
Kapton/ alumínio	4,15	1660
Kapton/ constantan	2,75	1100
Mini-Lille	1,33	13300

Observa-se que o radiômetro miniatura kapton/ouro de Lille (1 x 1 cm) apresenta uma sensibilidade muito mais alta que os outros sensores em função do tamanho reduzido da largura de pistas utilizada no sensor miniatura (100  $\mu\text{m}$ ). No entanto, a técnica de fabricação utilizada não permite que se utilize esta largura de pista para os outros sensores (5 x 5 cm) porque o risco de se ter um rompimento do circuito na fabricação é elevado, em função do número de pistas resultante. Abre-se mão portanto de uma maior sensibilidade para o sensor (5 x 5 cm), mas como a área do sensor é maior, o sinal gerado é suficientemente alto.

É possível também, se tomarmos faixas restritas de temperatura, admitir uma relação linear entre a temperatura da placa superior e o sinal do radiômetro. Isto implica em



considerar também um comportamento linear para a curva de emitância de um corpo negro na faixa de temperaturas adotada. Na figura 5.35 apresenta-se esta calibração associada à temperatura da placa superior e na figura 5.36 a aproximação necessária para o comportamento linear na emitância de um corpo negro.

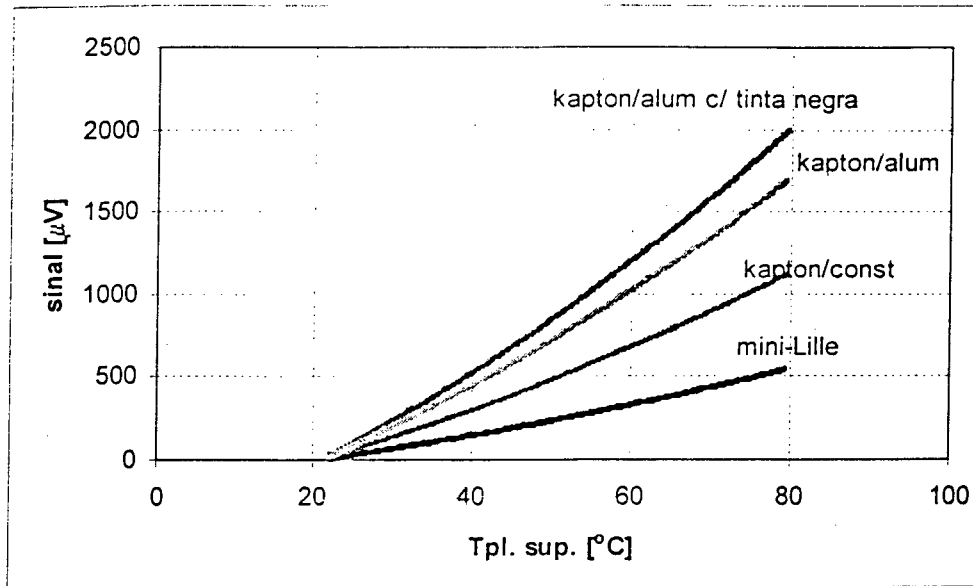


Figura 5.35 – Resultado da calibração em função da temperatura da placa superior

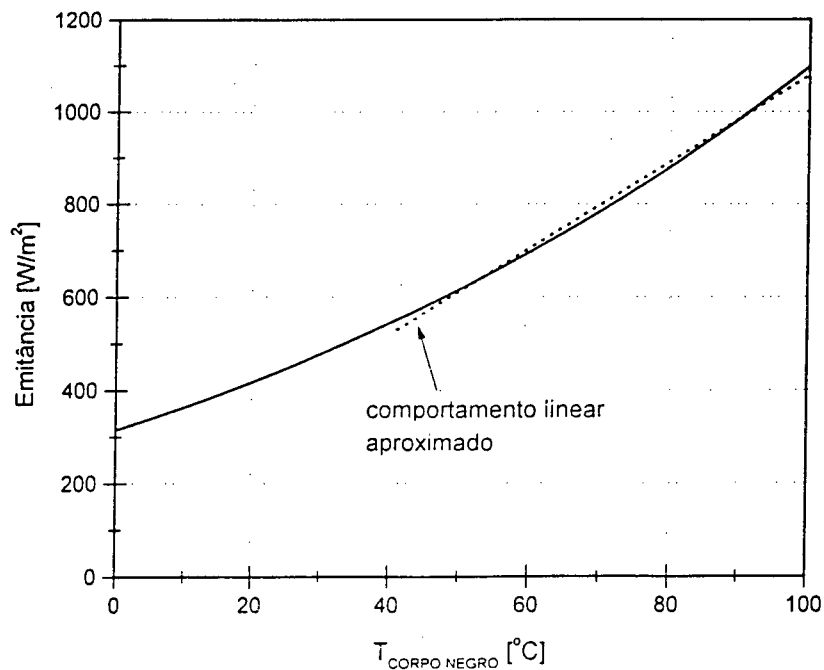


Figura 5.36 – Aproximação para o comportamento linear na emitância do corpo negro

### Influência da Convecção

A figura 5.37 indica a variação do sinal medido pelo sensor em função da irradiância para diferentes velocidades do jato de ar no túnel. Pode-se observar que a medida que o valor da irradiância aumenta, o erro cresce, indicando que a temperatura superficial do sensor está aumentando e também cresce a parcela de radiação perdida por convecção e não detectada pelo sensor. Além desta ocorre um aumento da radiação emitida pelo aumento da temperatura superficial do sensor (foram detectadas elevações máximas de temperatura do sensor, ao longo dos valores de irradiância testados, de no máximo  $1\text{ }^{\circ}\text{C}$ ).

As figuras 5.38 a 5.41 apresentam o erro percentual provocado pela convecção na medição da irradiância sobre o sensor. O valor verdadeiro é assumido como sendo a leitura do sensor para velocidade do jato de ar nula.

A partir destes resultados já se pode afirmar que o radiômetro diferencial apresenta pouca sensibilidade à convecção e que pode, portanto, ser utilizado sem cobertura. O erro máximo provocado na pior situação (uso do sensor kapton/alumínio com tinta negra – figura 5.40) é da ordem de 8 %.

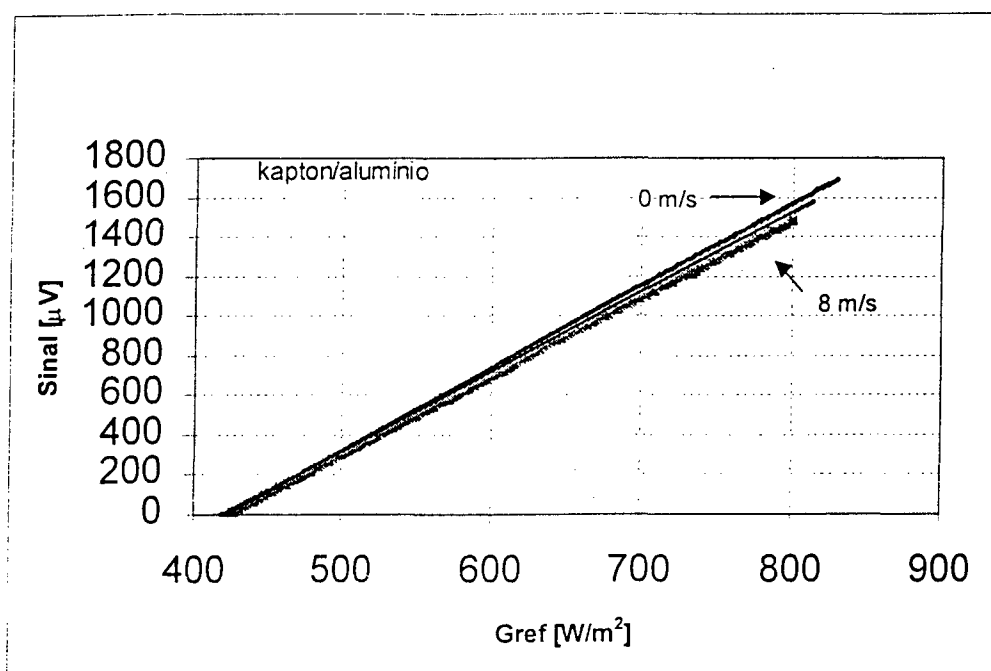


Figura 5.37 – Variação do sinal do sensor kapton/alumínio (velocidade do ar de 0, 2, 4 e 8 m/s)

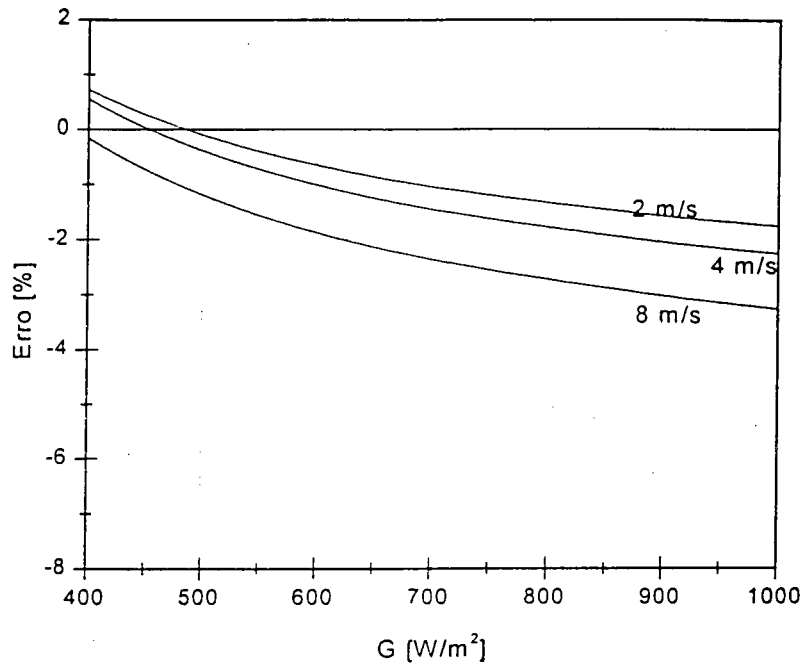


Figura 5.38- Erro de medição devido à convecção para o sensor kapton/alumínio

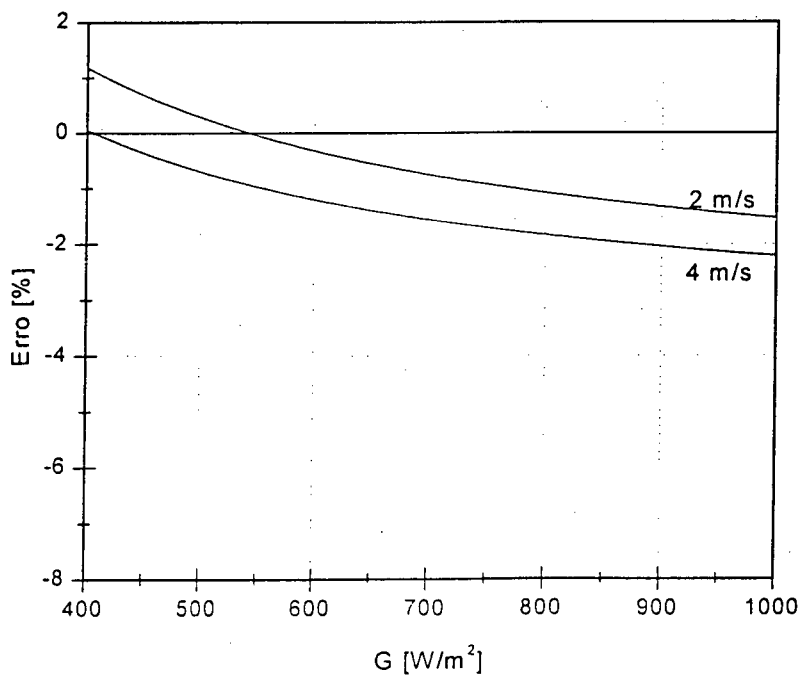


Figura 5.39 - Erro de medição devido à convecção para o sensor kapton/constantan

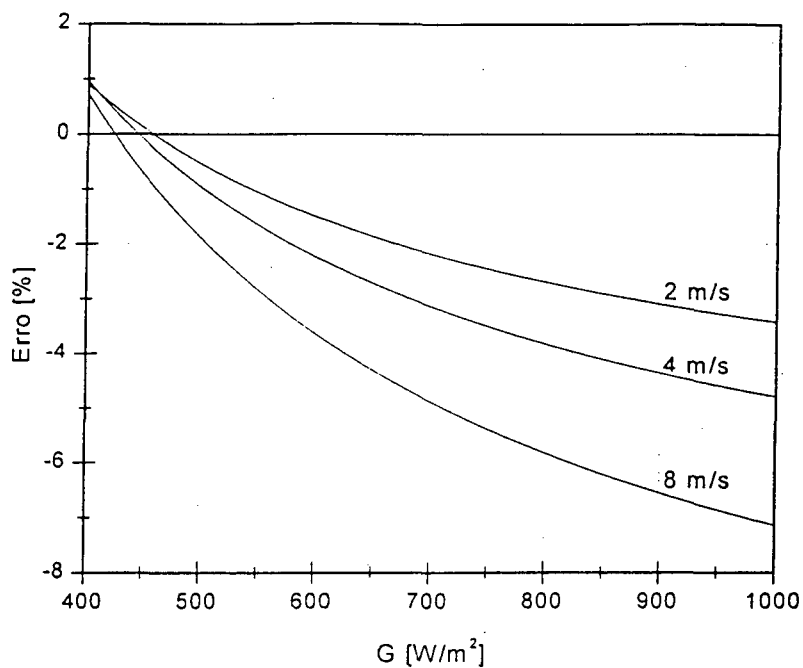


Figura 5.40 – Erro de medição devido à convecção para o sensor kapton/alumínio c/ tinta negra

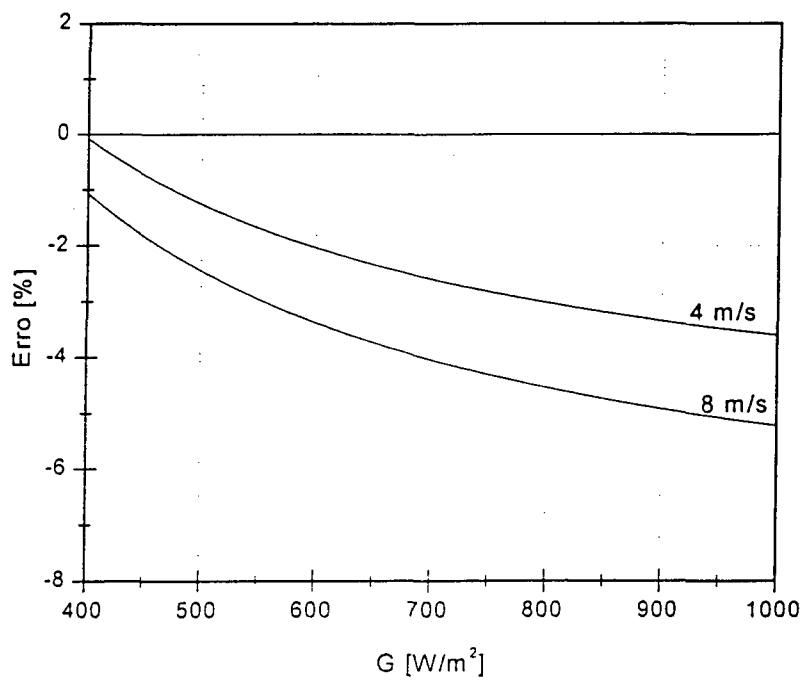


Figura 5.41 – Erro de medição devido à convecção para o sensor mini-Lille.

### Efeito do uso de Cobertura

A figura 5.42 mostra a resposta do sensor kapton/alumínio com tinta negra inferior quando se utiliza uma cobertura de PVC com espessura de 10  $\mu\text{m}$ . Este é o mesmo teste realizado para o radiômetro fluximétrico. Há uma queda bastante acentuada no valor da irradiância medida com o uso de cobertura em relação ao resultado sem cobertura, para velocidade do jato nula. Este resultado está indicando que a transparência da película não é adequada, pois o erro de medição é bastante significativo.

Com a utilização de proteção (cobertura) surge o efeito da reirradiância pela película de PVC. Com o aumento da velocidade do ar, o resfriamento da cobertura diminui a reirradiância reduzindo ainda mais o sinal medido. O sinal volta a se estabilizar (praticamente constante) para valores maiores da velocidade do jato de ar (2 e 4 m/s).

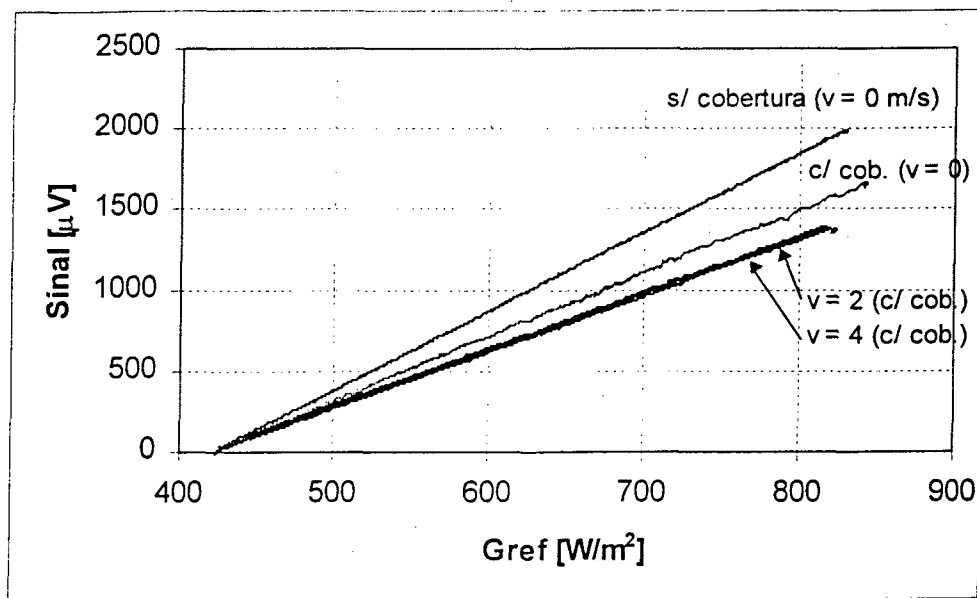


Figura 5.42 – Comparação de resposta do sensor sem cobertura e com cobertura.

A figura 5.43 indica os erros com o uso de cobertura. Se compararmos estes valores com os obtidos sem o uso de cobertura, vemos que o uso desta introduz um erro de medição maior do que o uso sem cobertura. Mesmo corrigindo os erros para velocidade do jato nula, os erros devidos à convecção serão da mesma ordem dos obtidos sem cobertura, com o

inconveniente das dificuldades de montagem da cobertura em superfícies quaisquer (tubos, etc.).

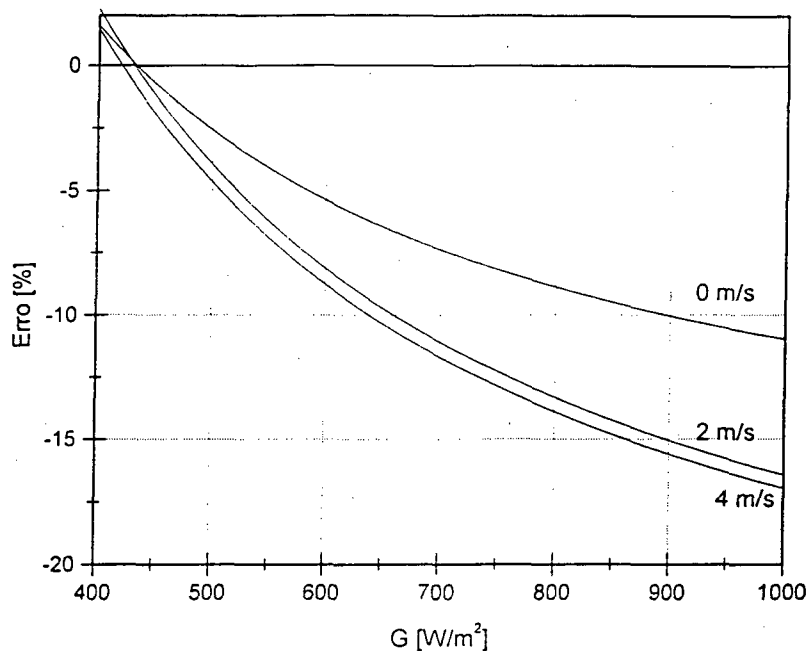


Figura 5.43– Erro de medição para o sensor kapton/alumínio  
Com tinta negra inferior – uso de cobertura

### Tempo de resposta dos sensores

O procedimento é o mesmo que foi adotado para os fluxímetros do radiômetro fluximétrico (seção 5.6.2).

Temos na figura 5.44 o ensaio do sensor mini-Lille e na figura 5.45 está indicado o comportamento do radiômetro kapton/alumínio com tinta negra inferior. A constante de tempo calculada para o mini-Lille é de 266 ms e, para o kapton/alumínio com tinta negra inferior, este tempo é de 321 ms. ou seja, um pouco maior em relação ao mini-Lille em função principalmente da utilização da camada de tinta inferior no kapton/alumínio.

Outra característica importante que se observa nos resultados do mini-Lille é a grande oscilação no sinal (figura 5.44), esta não é observada com esta intensidade nos outros. Duas causas devem ser responsáveis por esta oscilação: a baixa resistência elétrica no circuito de medição do mini-Lille, que possui um número de pistas reduzido, e é portanto mais susceptível a perturbações eletromagnéticas, e a não existência da camada inferior de cobre que funciona como uma barreira a essas perturbações.

Na tabela 26 é mostrado um resumo das constantes de tempo calculadas para os diversos sensores.

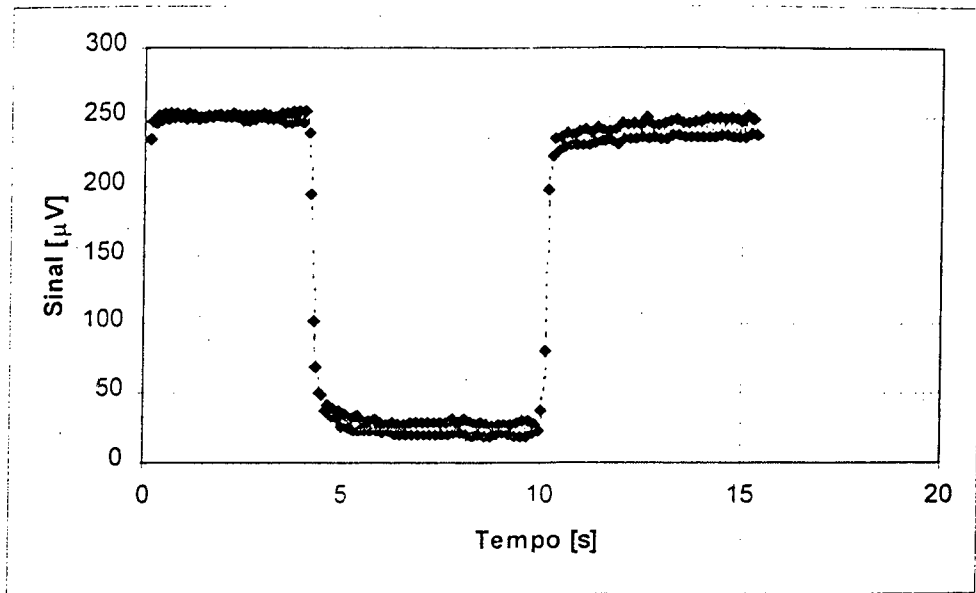


Figura 5.44 – Tempo de resposta para o sensor mini-Lille

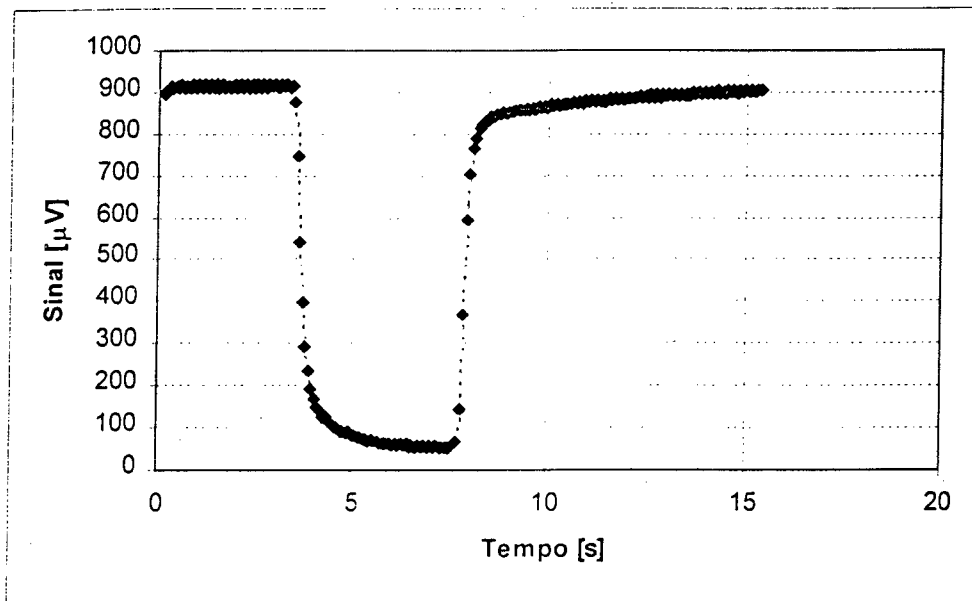


Figura 5.45 – Tempo de resposta para o sensor kapton-alumínio com tinta negra inferior.

Tabela 26 – Constante de tempo dos sensores

Sensor	Constante de tempo [ms]
Mini-Lille	266
Kapton /alumínio c/ tinta negra inferior	321
Kapton/alumínio	160
Kapton/constantan	184

### Alteração da temperatura de base

Se estivermos interessados em calcular a troca líquida de radiação entre sensor e ambiente, estaremos automaticamente desconsiderando a parcela de radiação emitida pelo sensor. Caso o sensor possua uma emissividade próxima à da superfície em que estiver montado, também estaremos calculando o ganho líquido de radiação para esta superfície. Na maioria dos casos, no entanto, queremos determinar a irradiância que atinge a superfície e portanto, devemos levar em conta a temperatura do sensor e a energia que este emite. Já mostramos que os radiômetros fluximétricos e diferenciais podem ser montados com termopares plaqueados que nos dão a temperatura do sensor. Esta temperatura pode ser então utilizada para correção do sinal do sensor com o uso da curva de calibração adequada. Uma hipótese bastante utilizada nos radiômetros que medem radiação ambiental em ondas longas, é admitir que a temperatura do sensor seja igual à temperatura ambiente. No caso de ser válida esta hipótese, não há necessidade de medição da temperatura do sensor, e o único sinal a ser medido é o gerado pelo sensor.

A figura 5.46 nos mostra a curva de calibração do sensor kapton/alumínio com tinta negra inferior para três temperaturas diferentes do sensor. Fica evidente a diminuição do sinal medido com o aumento de temperatura.

Devemos lembrar que o deslocamento das curvas tem uma dependência na quarta potência da temperatura de base. O valor desta alteração no sinal depende da sensibilidade do transdutor.

O controle da temperatura de base é feito através de um banho termostático. Como a temperatura regulada está próxima à temperatura de base, esta temperatura praticamente se repete na placa inferior. Ou seja, as perdas de calor na tubulação que liga o banho à placa



inferior são pequenas. No entanto, ocorrem variações de temperatura do sensor com a variação do nível de irradiância. Estas variações detectadas estão na faixa de 0,5 °C para temperatura de base de 22 °C e em cerca de 1 °C para temperatura de base de 23 e 25 °C. Nas curvas anteriormente apresentadas não foram feitas nenhuma correção para temperatura do sensor, admitindo-se que permanecem constantes durante todo o teste.

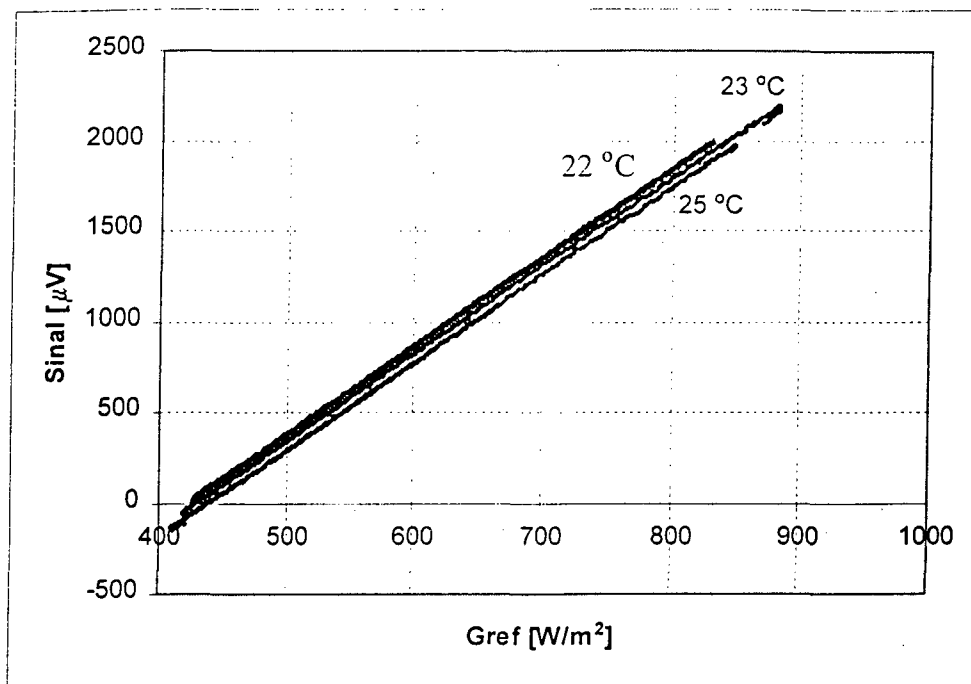


Figura 5.46 – Curva de calibração para diferentes temperaturas de base, sensor : kapton/alumínio com tinta negra inferior

Na figura 5.47 temos a curva de calibração dos sensor para uma temperatura de base de 25 °C. Estas curvas podem ser comparadas com as da figura 5.33 e notamos que o ponto em que as curvas cortam a abcissa passou de 422 para temperatura de base de 22 °C, para 439 W/m<sup>2</sup>, para temperatura de base de 25 °C. Este ponto, onde a reta corta a abcissa, representa um ganho líquido de radiação nulo para o sensor.

### Desempenho comparativo dos sensores

Podemos observar o impacto das alterações implementadas nos sensores observando a resposta dos mesmos quando a irradiância foi de 800 W/m<sup>2</sup> (referência utilizada) , a velocidade do ar no túnel foi nula, e a temperatura do sensor foi de 22 °C. A figura 5.48

apresenta os sinais obtidos pelos sensores. Em seguida é feito um estudo comparativo onde o padrão é o sensor kapton/alumínio com sinal de 1571  $\mu\text{V}$ .

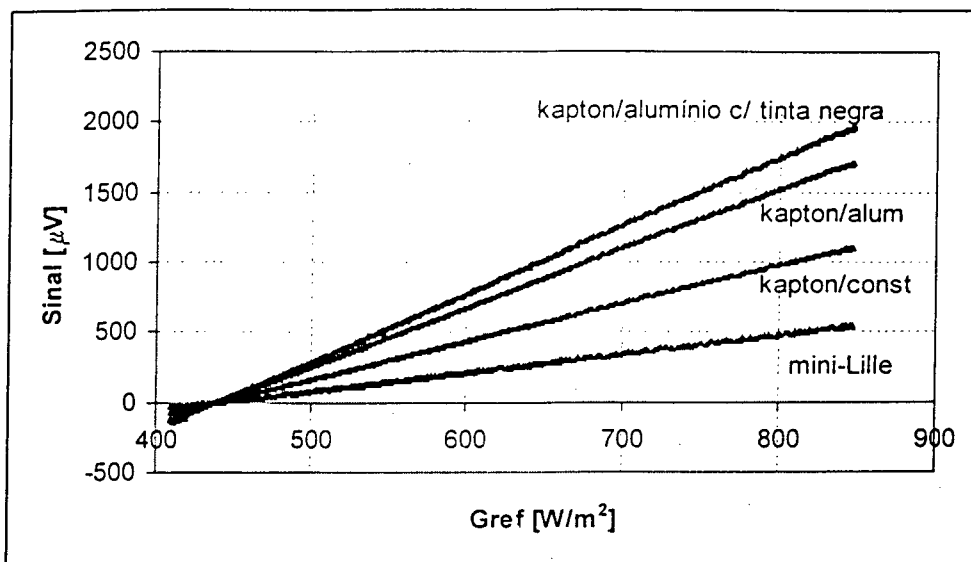


Figura 5.47 – Calibração dos sensores para temperatura de base de 25 °C.

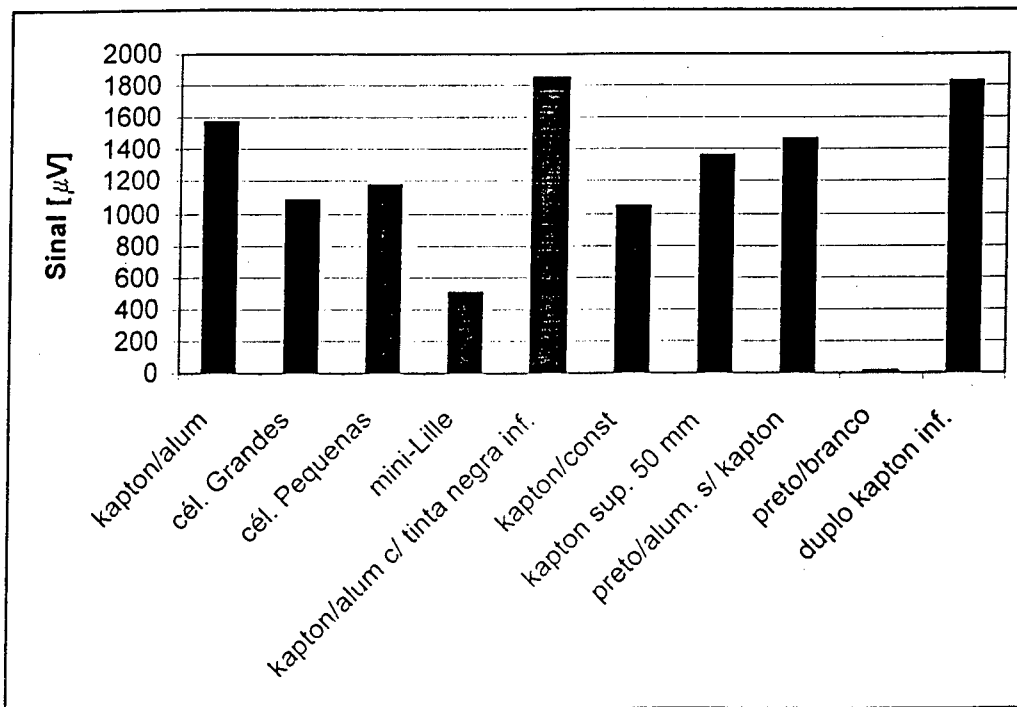


Figura 5.48 – Desempenho comparativo dos sensores ( $G = 800 \text{ W/m}^2$ ,  $T_{\text{radiom}} = 22 \text{ }^\circ\text{C}$ )

**Alteração do tamanho das células (células pequenas e grandes)** – Há uma diminuição do sinal tanto para o aumento quanto para a diminuição do tamanho das células. Há uma queda de 25 % para as células pequenas e de 31 % para as células grandes. Neste caso o tamanho das células utilizado no sensor kapton/alumínio é um valor próximo do otimizado. Podemos ver o impacto destas alterações na figura 5.49

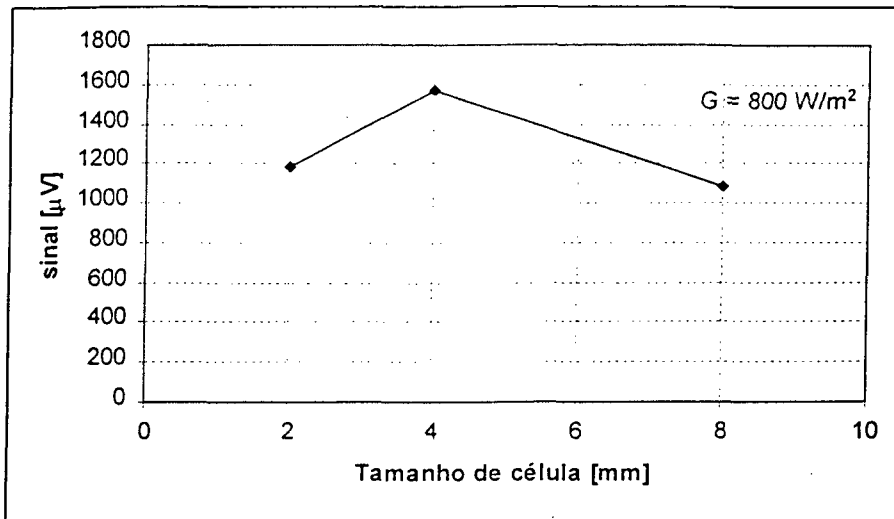


Figura 5.49 – Desempenho em função do tamanho de células

**Troca da superfície sensora de alumínio para constantan (kapton/constantan)** – Como o alumínio tem emissividade mais baixa que o constantan espera-se uma diminuição na resposta para o kapton/constantan. A diminuição que se detectou foi de 34 %. A emissividade do constantan é de 0,071 (INPE) e do alumínio cerca de 0,02 (ver capítulo 3). A figura 5.50 apresenta esta comparação.

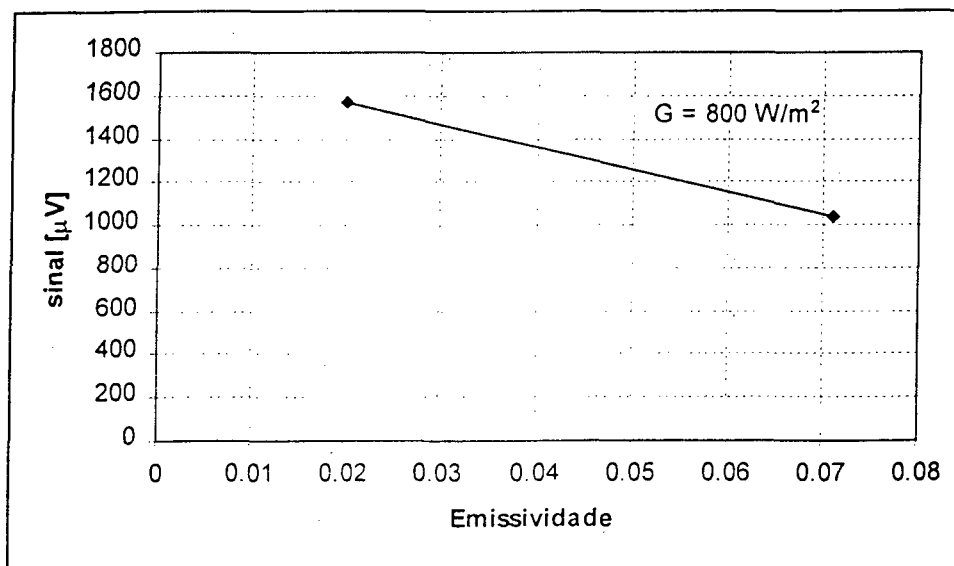


Figura 5.50 – Desempenho em função da emissividade da superfície refletora.

**Aumento da espessura do kapton superior (kapton sup. 50  $\mu\text{m}$ )** – O aumento da espessura de kapton altera a emissividade da superfície absorvedora de 0,55 para 0,75 (ver dados da Shedall – cap. 3) o que representaria, a priori, um aumento de 36 % para o sinal. No entanto os resultados experimentais apontaram para um efeito contrário (ver figura 5.48). Este problema deve estar associado a alguma falha no processo de fabricação do radiômetro.

**Aumento da espessura do kapton inferior (duplo kapton inf.)** – o resultado é um acréscimo de 16 % no sinal. Esta modificação implica também em se aumentar a resistência térmica do sensor o que do ponto de vista do efeito da convecção não é desejável. Estudos de otimização devem ser realizados para verificar a espessura ótima desta camada isolante inferior.

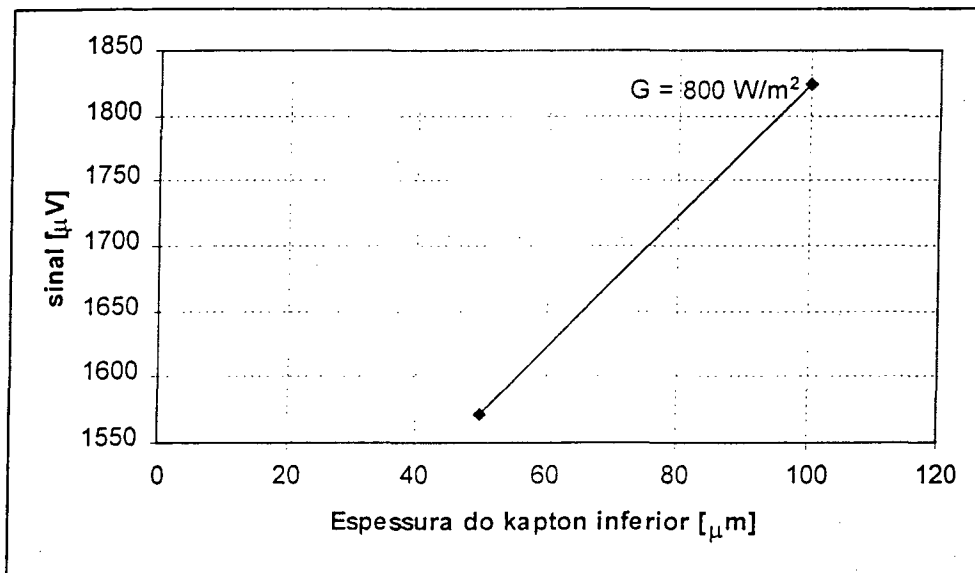


Figura 5.51 – Desempenho em função do aumento do kapton inferior

**Substituição do kapton por uma tinta negra (preto/alumínio s/ kapton)** – Houve uma queda no desempenho de 6,8 %. No entanto este sensor não apresenta os inconvenientes da resposta seletiva do kapton, em função da emissividade espectral da tinta 3M black Velvet ser praticamente constante. Uma dificuldade deste sensor é a deposição da tinta sobre o sensor.

**Sensor para ondas curtas (negro/branco)** – neste caso a característica do sensor é totalmente modificada. As duas tintas utilizadas apresentam boa absorção em ondas longas, os resultados apontam para um sinal gerado praticamente nulo, conforme desejado. Faltam, no entanto, o estudo do comportamento em ondas curtas para uma conclusão final sobre o uso deste sensor. Este sensor substitui o radiômetro para ondas curtas, que geralmente é utilizado com cobertura.

### **Conclusões**

Foram feitos testes completos para 4 radiômetros diferenciais onde várias características foram levantadas tais como, curvas de calibração em campo radiante, erro provocado pela convecção, determinação da constante de tempo, efeitos da variação da temperatura de base e a utilização de cobertura. Todos os sensores foram fabricados nos próprios laboratórios do Departamento de Engenharia Mecânica, excetuando-se o mini-Lille.

Finalmente para os 10 radiômetros testados fez-se uma comparação de desempenho através do sinal gerado para um dado valor de irradiância. Várias das modificações propostas produziram uma otimização do desempenho do sensor, ou a melhora de suas características. O sensor para ondas curtas foi testado e apresentou um bom desempenho em um campo de radiação de ondas longas.

Foram apresentadas soluções para diminuir as variações espectrais da emissividade do sensor em função do uso do kapton, pela deposição de uma tinta negra abaixo da camada de kapton superior (sensor kapton/alumínio com tinta negra inferior), ou pela substituição do kapton superior pela tinta negra (sensor negro/alumínio), que se mostraram eficazes.

# Capítulo 6

## SIMULAÇÃO NUMÉRICA

### 6.1 Introdução

A caracterização do desempenho de um radiômetro diferencial depende da solução do problema de transferência de calor para o sensor e envolve a criação de um modelo numérico levando-se em conta as propriedades dos seus constituintes, ou seja, deseja-se um modelo que permita relacionar a irradiância ao sinal gerado pelo sensor, e ainda prever a influência da convecção sobre o campo de temperaturas do sensor.

O desempenho de um radiômetro diferencial é fortemente dependente das suas dimensões geométricas. O sinal de saída depende do número de células termoeletricas por unidade de comprimento. Um número alto de células resulta em dimensões reduzidas e no aparecimento de um curto circuito térmico na célula de medição diminuindo o sinal. Ao contrário, um número baixo de células terá um número total de células menor e uma amplificação total do sinal gerado também menor. Existe portanto um comprimento ótimo para as células que é dependente das propriedades físicas e geométricas do sensor.

Neste capítulo é apresentado o modelo numérico utilizado e alguns resultados de interesse quanto ao desempenho do sensor. Nestas simulações será utilizado um modelo básico com algumas simplificações em relação à situação real. Alguns parâmetros geométricos, propriedades radiativas e condições de contorno serão avaliados, observando-se o seu impacto sobre o desempenho do sensor. O objetivo é comparar o modelo numérico com os resultados experimentais e otimizar as dimensões do radiômetro.

### 6.2 Modelo Numérico

As trocas térmicas num radiômetro diferencial são tridimensionais, contudo os gradientes de temperatura são mais elevados na direção das pistas. Na outra direção, a das interpistas, os gradientes são menores e pode-se desprezar as trocas de calor nesta direção. Desta forma adotou-se uma configuração bidimensional. O número de células é bastante elevado podendo-se desprezar os efeitos de borda. Esta simplificação é a mesma adotada por

Güths [1994] na solução do problema para um fluxímetro a gradiente tangencial. A figura 6.1 mostra o esquema de um radiômetro com as direções indicadas.

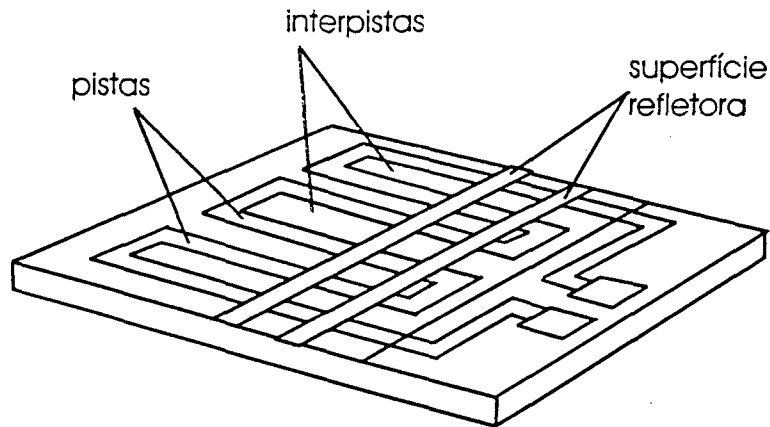


Figura 6.1 - radiômetro diferencial

A adoção de condições de contorno cíclicas para as células permite reduzir o problema à análise de somente uma célula termoeétrica. Esta célula termoeétrica básica é apresentada na figura 6.2.

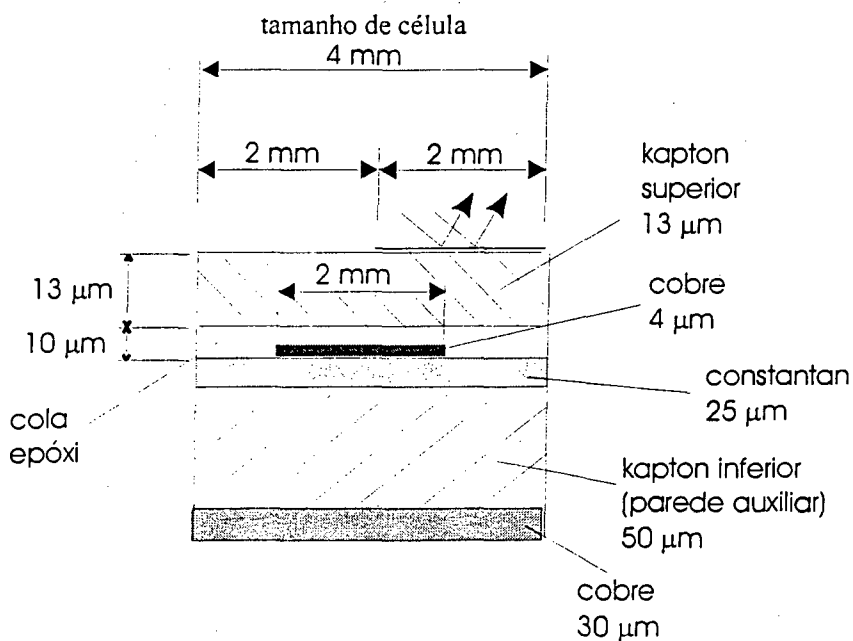


Figura 6.2 – célula básica para simulação do radiômetro

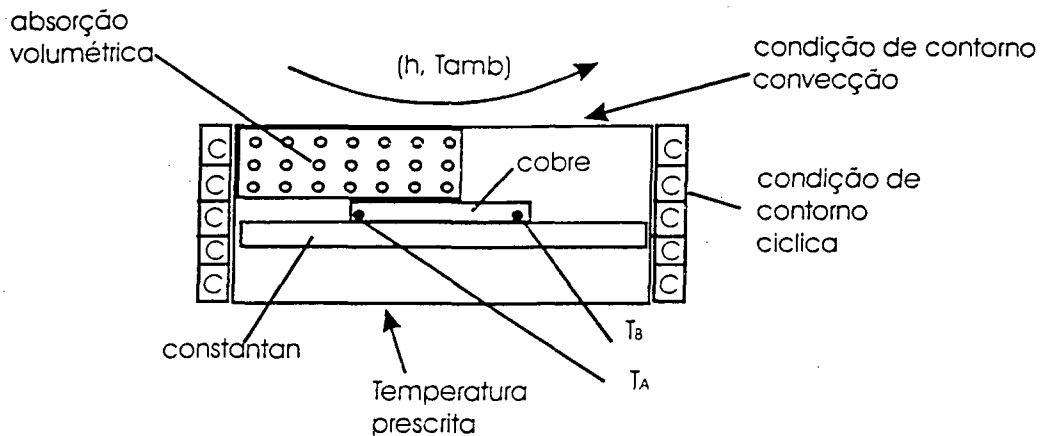


Figura 6.3- condições de contorno na célula básica

As equações para o campo de temperaturas são obtidas pelo método dos volumes finitos. A solução destas equações é feita utilizando-se um método linha por linha denominado TDMA (TriDiagonal Matrix Algorithm - Maliska, 1995, Patankar, 1980).

O modelo prevê a existência de convecção na face superior da célula e temperatura prescrita na face inferior. A absorção de radiação foi modelada como sendo volumétrica e uniforme ao longo das camadas de kapton e cola acima da camada de medição de cobre (ver figura 6.3). O valor desta absorção é definido pela troca líquida de radiação entre a fonte de radiação (placa superior) e o sensor, sendo dado por:

$$s_{VOL} = \frac{\sigma (T_{pl. sup}^4 - T_{sensor}^4)}{esp} \quad (6.1)$$

onde:

$s_{VOL}$  = absorção volumétrica [ $W/m^3$ ]

$\sigma$  = constante de Stefan-Boltzmann

$T_{pl. sup.}$  = temperatura da fonte de radiação

$T_{sensor}$  = temperatura do sensor

$esp$  = espessura da camada de absorção



A diferença de temperatura, obtida pela solução do campo de temperaturas na célula de cobre, no início e final da interface ( $T_A$  e  $T_B$  na figura 6.3) cobre-constantan será utilizada para determinar a tensão gerada pelo sensor dada por:

$$V_{SEEB} = (\alpha_{EQ} - \alpha_{Co}) (T_A - T_B) \quad (6.2)$$

sendo,

$$\alpha_{eq} = \frac{\alpha_{Co} \sigma_{Co} e_{Co} + \alpha_{Cu} \sigma_{Cu} e_{Cu}}{\sigma_{Co} e_{Co} + \sigma_{Cu} e_{Cu}} \quad (6.3)$$

onde:

$V_{SEEB}$  = f.e.m. gerada por efeito Seebeck

$T_A, T_B$  = temperaturas no início e final da interface cobre-constantan

$\alpha_{Cu}, \alpha_{Co}$  = poder termoelétrico do cobre e do constantan

$\sigma_{Cu}, \sigma_{Co}$  = condutividade elétrica do cobre e do constantan

$e_{Cu}, e_{Co}$  = espessura de cobre e de constantan [m]

### 6.3 Parâmetros de performance

A definição dos parâmetros de performance será a mesma utilizada por Güths (1994) para os fluxímetros a gradiente tangencial, sendo que agora o fluxo térmico de interesse é a radiação que chega ao sensor.

O primeiro parâmetro “J” define a sensibilidade do transdutor como sendo a f.e.m. produzida por unidade de comprimento da pista e por unidade de densidade de fluxo de calor que atravessa a célula. De outra maneira, o parâmetro J corresponde ao sinal produzido por um fluxímetro constituído por 1 m de pista submetido a uma densidade de fluxo de 1 W/m<sup>2</sup>.

$$J = \frac{V_{SEEB} / l_{CEL}}{\phi} \quad (6.4)$$

$$J = \text{sensibilidade em } \left[ \frac{V/m \text{ pista}}{W/m^2} \right]$$

$V_{SEEB}$  = f.e.m. Seebeck produzida por uma célula termoelétrica [V]

$l_{CEL}$  = comprimento da célula [m]

$\psi$  = densidade de fluxo de calor radiativo [ $W/m^2$ ]

Como o parâmetro  $J$  não depende da largura das pistas, ele permite comparar a performance intrínseca das células termoelétricas. No caso dos radiômetros reais, o sinal gerado depende da largura das pistas e interpistas. A comparação da performance dos radiômetros reais pode então, ser feita com um parâmetro  $J'$ :

$$J' = \frac{V'_{SEEB}}{\phi} \quad \left[ \frac{V}{W} \right] \quad (6.5)$$

onde:

$V'_{SEEB}$  = f.e.m. produzida por um radiômetro [V]

$\phi$  = fluxo de calor radiativo [W]

Este parâmetro  $J'$  é igual à f.e.m. produzida por um radiômetro submetido a um fluxo de calor de 1 W. Para os fluxímetros com largura de pista e inter-pistas muito finos o parâmetro  $J'$  será bastante elevado. Este parâmetro tem a vantagem de ser independente da área do sensor.

Ao lado destes parâmetros temos a definição clássica de sensibilidade ( $s$ ) que depende da área do transdutor:

$$s = \frac{V'_{SEEB}}{\Psi} \quad \left[ \frac{V}{W/m^2} \right] \quad (6.6)$$

onde:

$V'_{SEEB}$  = f.e.m. Seebeck produzida por um fluxímetro [V]

$\psi$  = densidade de fluxo de calor radiativo [ $W/m^2$ ]

#### 6.4 Configuração básica

A figura 6.2 apresenta o modelo básico utilizado na simulação do radiômetro. A partir desta configuração serão estudados posteriormente a influência de alguns parâmetros do modelo (espessura da parede auxiliar, tamanho de célula, resposta do sensor) sobre a performance do sensor.

A tabela 6.26 contem os valores das propriedades dos diversos materiais utilizados na simulação.

Tabela 26 – Propriedades dos materiais utilizados na simulação

Material	Condutividade térmica [W/m K]	Densidade [kg/m <sup>3</sup> ]	Calor específico [J/kg K]
Kapton	0,2	1200	1400
Cobre	386	9000	380
Constantan	25	5000	384
Cola epóxi	0,2	1200	1400

#### 6.5 Diferenças do modelo para o caso real

A tabela anterior apresentou as propriedades dos materiais utilizados para construção do radiômetro diferencial. Para efeito de simplificação considera-se a emissividade do kapton unitária, ou seja, toda a radiação incidente é absorvida pelo kapton assim como toda a radiação emitida corresponde à emissão pela janela de kapton à temperatura de base do sensor. A barreira radiativa é assumida neutra neste modelo ( $\epsilon = 0$ ). A temperatura ambiente é modelada como sendo 21 °C, 2 K abaixo da temperatura do sensor, com temperatura de base de 23 °C.

Quando utilizamos no modelo  $h = 0$  (na prática seria um valor muito baixo do coeficiente de convecção), estamos isolando o sensor do ambiente. Esta situação repete as condições experimentais para velocidade do jato de ar do túnel igual a zero, que é a situação ideal para calibração.

### 6.6 Sinal versus fluxo radiativo

Se modelarmos a fonte de radiação como sendo um corpo negro, teremos um fluxo radiativo dado por:

$$E_B = \sigma T_{pl.sup.}^4 \quad (6.7)$$

e o fluxo líquido dado pela expressão:

$$G_{LQ} = \sigma (T_{pl.sup.}^4 - T_{Sensor}^4) \quad (6.8)$$

onde:

$T_{pl.sup.}$  = temperatura da fonte de radiação [K]

$T_{sensor}$  = temperatura do sensor [K]

Utilizando as equações 6.2 e 6.3, o poder termoelétrico da configuração de base será de  $35,9 \mu\text{V/K}$ , temos então os seguintes resultados nas figuras 6.4 e 6.5.

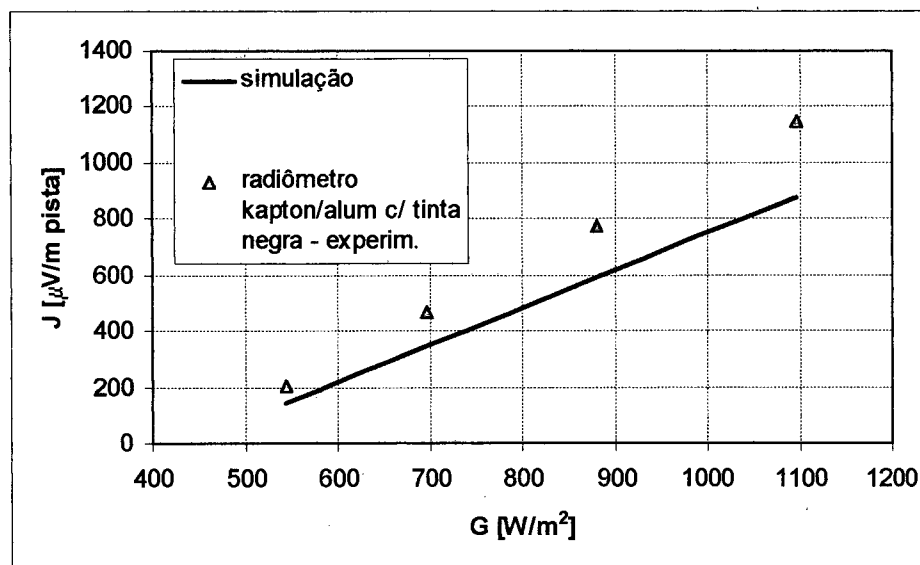


Figura 6.4 – sinal de saída em função da irradiância para a configuração básica.

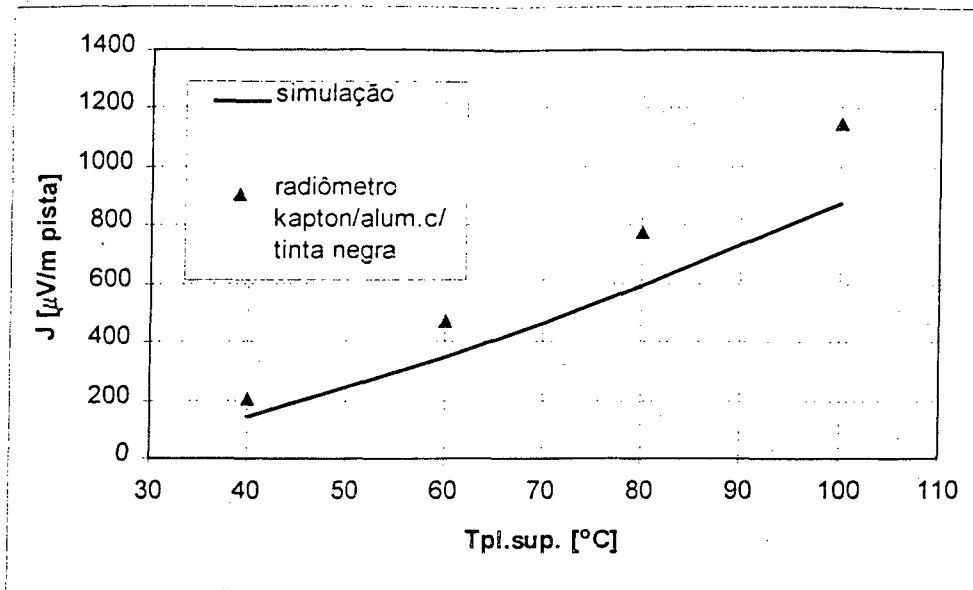


Figura 6.5 – Sinal de saída em função da temperatura da fonte

Observamos então na figura 6.4 uma relação linear entre fluxo radiativo e sinal do sensor. Já o sinal de saída em função da temperatura da fonte (figura 6.5) obedece uma relação não linear, em função da dependência da emissão de radiação à quarta potência da temperatura absoluta (figura 6.5). Estes resultados estão de acordo com os obtidos experimentalmente (capítulo 5).

### 6.7 Influência da troca de calor por convecção

Um dos principais objetivos deste trabalho é a determinação do erro de medição provocado pela troca de calor por convecção com o meio ambiente. A característica que se deseja é o uso sem cobertura.

A simulação da influência da convecção é realizada pela variação do coeficiente de troca de calor por convecção na superfície do sensor na equação:

$$q_{conv}'' = h(T_{sen\ sor} - T_{amb}) \tag{6.9}$$

sendo,

$$q_{conv}'' = \text{troca de calor por convecção [W/m}^2\text{]}$$

$h$  = coeficiente de troca de calor por convecção [ $W/m^2K$ ]

$T_{sensor}$  = temperatura da superfície [K]

$T_{amb}$  = temperatura ambiente fixada na modelação em 21 °C

com o coeficiente de troca de calor dado por

$$h = 12,32 v^{1/2} \tag{6.10}$$

onde  $v$  é a velocidade em m/s

A situação para  $h = 0$ , no modelo utilizado corresponde então ao isolamento do sensor do meio ambiente, a variação do valor de  $h$  no modelo altera o sinal de saída e representa o erro na medição devido ao efeito da convecção.

A figura 6.6 apresenta os resultados desta simulação, e na figura 6.7 o erro percentual correspondente.

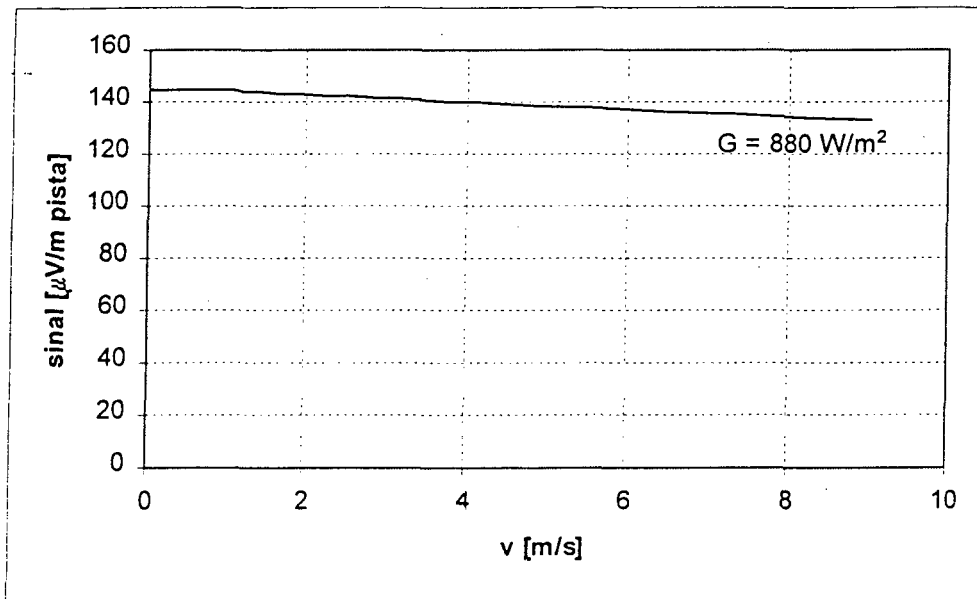


Figura 6.6 – Variação do sinal em função da convecção

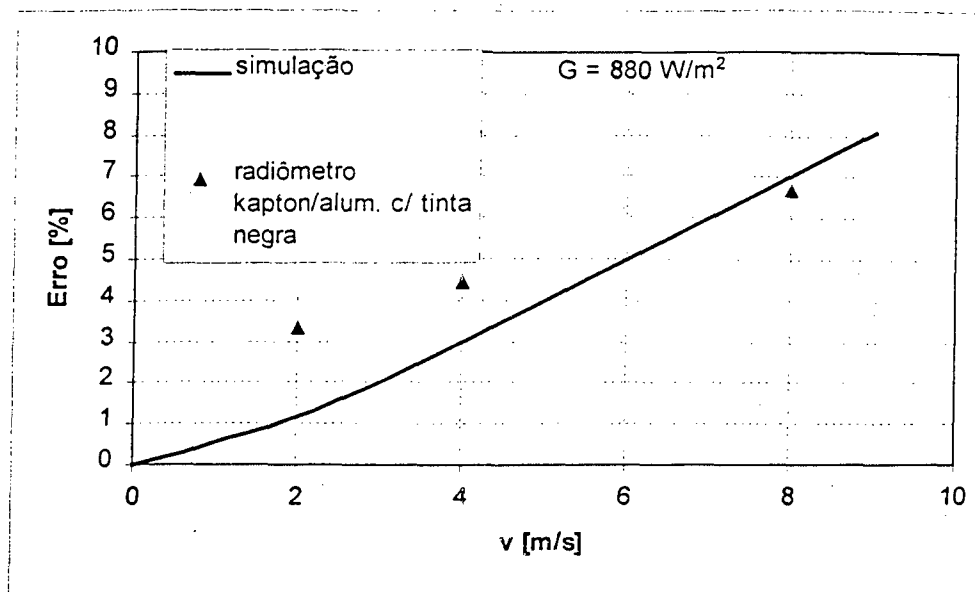


Figura 6.7 – Erro percentual devido a convecção

Conforme podemos observar da figura 6.7 o erro é praticamente proporcional a velocidade.

### 6.8 Largura de células

A determinação do comprimento ótimo para as células é o objetivo principal da simulação. A priori deseja-se diminuir o comprimento unitário ao máximo para se poder obter um número maior de células para um dado comprimento total de pista (tamanho do sensor). No entanto, a diminuição do tamanho da célula, conforme citado anteriormente, acarreta em um curto circuito térmico e conseqüente diminuição do sinal de saída, existindo portanto um tamanho ideal de célula. A figura 6.8 apresenta os resultados.

Observa-se da figura 6.8 que o comprimento ótimo está próximo dos 4 mm, o que coincide com o encontrado para os fluxímetros a gradiente tangencial (Güths, 1994). Da mesma forma estes resultados coincidem com os dados experimentais de testes com o radiômetro kapton/alumínio indicados na mesma figura.

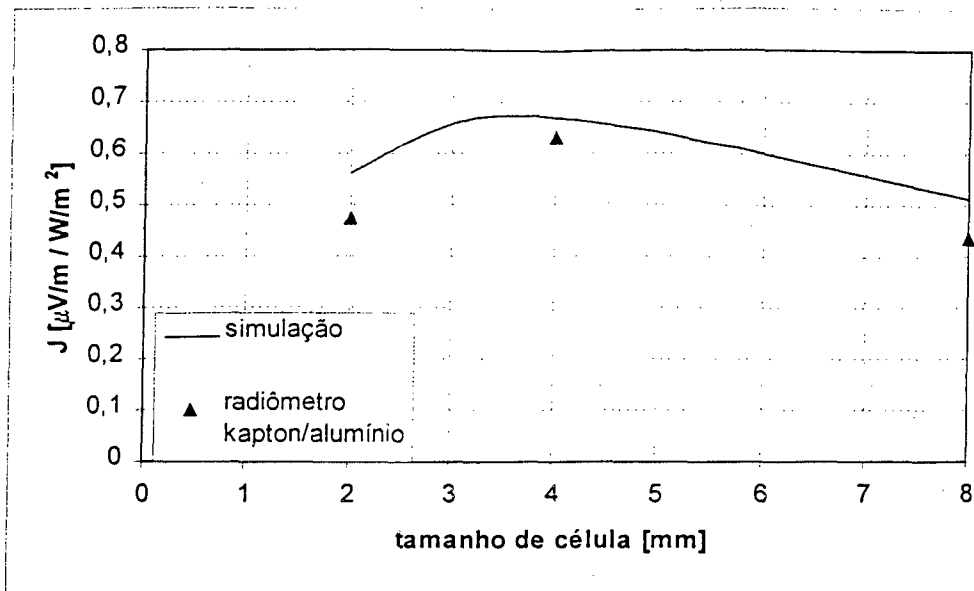


Figura 6.8 – Variação da sensibilidade com o tamanho de célula

### 6.9 Espessura da parede auxiliar

A parede auxiliar denominada de kaptón inferior aumenta a resistência térmica do sensor e permite obter diferenças de temperatura maiores nas células de medição. No radiômetro apresenta o inconveniente de aumentar a sensibilidade do sensor à convecção ambiente.

A figura 6.9 apresenta os resultados da simulação variando-se a espessura da parede auxiliar. Desta figura conclui-se que quanto maior a espessura da parede auxiliar maior o sinal obtido, e portanto uma melhor performance do sensor. Porém este aumento de sinal tem como inconveniente um aumento da resistência térmica do radiômetro e um conseqüente aumento da influência da convecção sobre o sensor. Precisamos portanto de um novo parâmetro de otimização que leve em conta o aumento da resistência térmica do sensor, este parâmetro será denominado de  $J_{res}$  e representa o valor da sensibilidade ( $J$ ) dividido pela espessura da camada de kaptón inferior, pois a espessura é diretamente proporcional à resistência térmica.



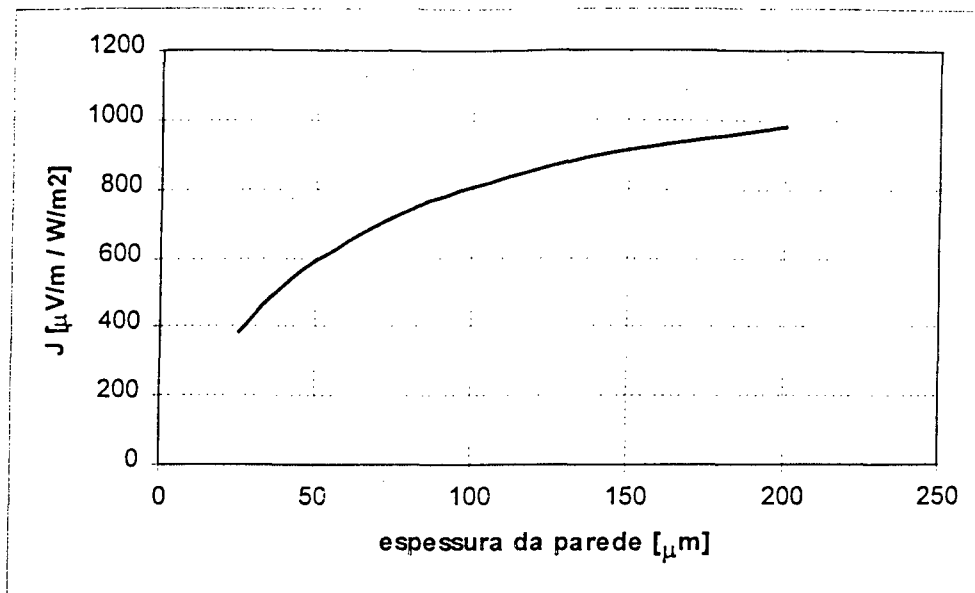


Figura 6.9 – Variação do sinal com espessura da parede auxiliar (kapton inferior)

### 6.10 Temperatura de base

As elevações de temperatura do sensor devido à absorção de radiação, para pequenas diferenças de temperatura entre sensor e ambiente são desprezíveis para os valores de irradiância testados (temperatura máxima da placa superior em torno de  $80\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). A base do radiômetro deve atuar como sumidouro de calor para que se gere um sinal suficientemente grande. A resistência térmica de um radiômetro diferencial é portanto tão pequena que a temperatura de base praticamente se repete em todo o sensor. O efeito então da alteração desta temperatura de base, e por consequência do sensor, é a diminuição do ganho líquido de radiação para uma dada irradiância.

A figura 6.10 apresenta duas curvas de resposta para  $T_{\text{base}} = 23$  e  $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Observa-se nesta figura que a medida que a temperatura do sensor aumenta o sinal diminui.

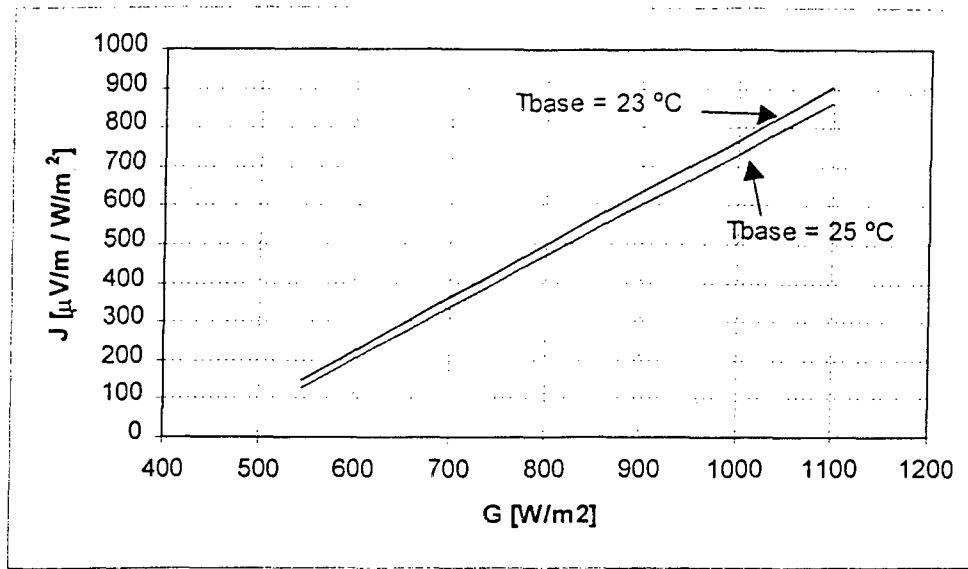


Figura 6.10 – Alteração do sinal de saída com a temperatura de base

O deslocamento da curva (sinal) pode ser calculado para um dado sensor por:

$$\Delta J_{SINAL} = -J \sigma (T_{final}^4 - T_{inicial}^4) \tag{6.11}$$

onde:

$J$  = sensibilidade do sensor;

$\sigma$  = constante de Stefan-Boltzmann;

$T_{final}$  e  $T_{inicial}$  = temperaturas do sensor para uma dada condição inicial e final.

### 6.11 Emissividade da janela de absorção

Na configuração básica para simulação adotamos o kapton como o material absorvedor da radiação em ondas longas. Apesar de termos assumido emissividade unitária, sabemos que existe uma relação entre a sua emissividade e a espessura utilizada. Esta emissividade é preponderante no desempenho do sensor já que a barreira radiativa é construída com um material de baixíssima emissividade. Desta forma é de se esperar uma diminuição do sinal com a diminuição da emissividade. Esta relação é linear em relação a irradiância ( $G$  [W/m²]). A figura 6.11 indica duas curvas para a configuração básica adotada.

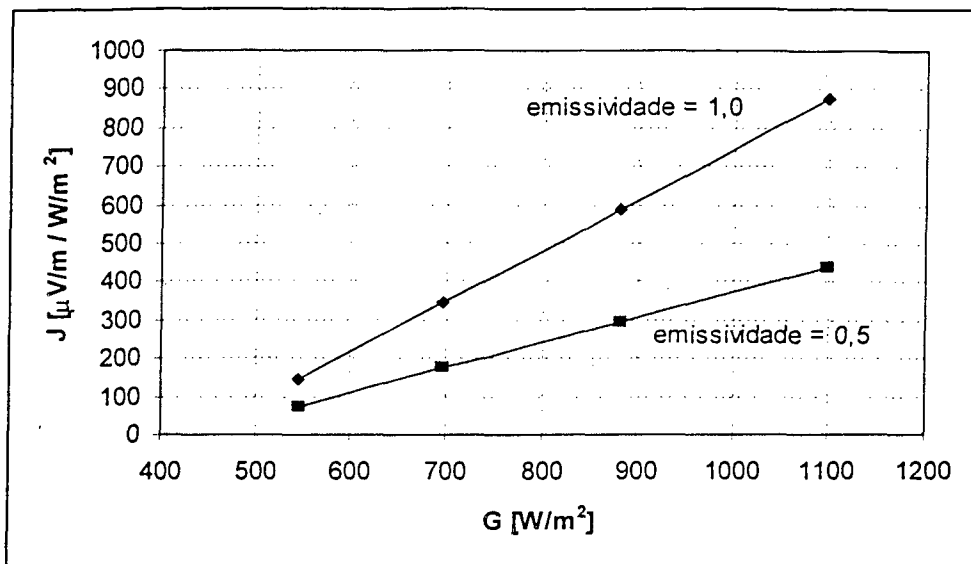


Figura 6.11 – Alteração do sinal com a emissividade da janela de absorção

Diferentemente da análise da temperatura do sensor, a emissividade altera significativamente a sensibilidade do sensor.

### 6.12 Comparação com os resultados experimentais

Para efeito de comparação dos resultados da simulação com os resultados experimentais tomamos um dos radiômetros testados: o kapton/alumínio com tinta negra inferior. Este radiômetro possui a mesma configuração do modelo básico da simulação exceto pela emissividade que foi assumida unitária. Os dados do radiômetro kapton/alumínio com tinta negra inferior são mostrados na figura 6.12 .

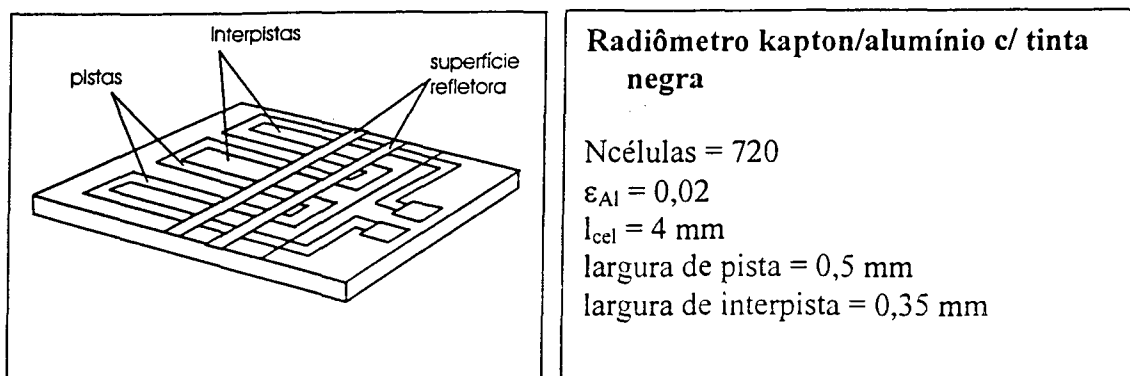


Figura 6.12 – Dados do radiômetro

O resultado da simulação é o campo de temperaturas para uma célula do sensor, sendo o sinal gerado pelo sensor dado por:

$$V_{seeb} = N_{cel} \Delta T_{AB} \alpha_{EQ-CO} \tag{6.12}$$

onde:

$N_{cel}$  = número total de células do sensor;

$\Delta T_{AB}$  = diferença de temperaturas nos pontos de medição na interface cobre-constantan;

$\alpha_{EQ-CO}$  = poder termoelétrico do circuito a eletrodo depositado ( $e_{Cu} = 4 \mu m$ ,  $e_{Co} = 25 \mu m$ ).

Na figura 6.13 Podemos observar as curvas da simulação e dos resultados experimentais, onde se observa uma pequena diferença entre os resultados.

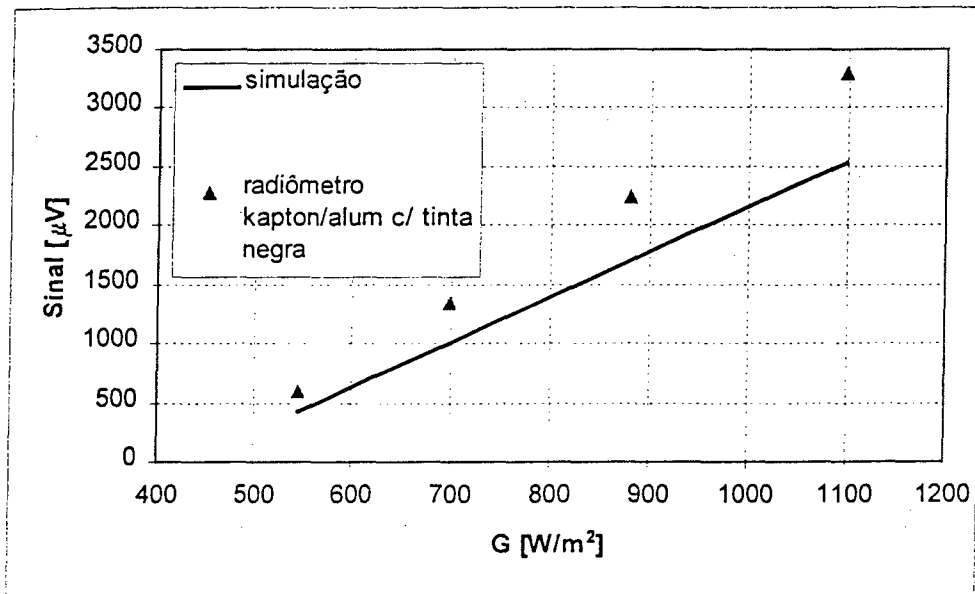


Figura 6.13 – Comparação dos resultados experimentais com a simulação para o radiômetro kapton/alumínio

Da equação 6.12 temos o sinal de cada célula amplificado em 720 vezes (para o sensor 5 x 5 cm) gerando o sinal de saída do sensor. Desta maneira os erros na estimativa do poder termoelétrico do cobre e do constantan (ver comparação dos resultados experimentais do capítulo 4 para o circuito bimetalico) influem diretamente no erro entre simulação e dados

experimentais. O erro para a estimativa do  $\Delta T_{AB}$  tem relação com a fidelidade da modelação. Neste caso duas hipóteses para a discrepância dos resultados são levantadas:

1. A emissividade pode não corresponder à emissividade real
2. As resistências térmicas presentes na colagem das camadas no radiômetro e não computadas no modelo aumentam o sinal de saída distorcendo os resultados.

Fica claro então a necessidade de dados mais precisos com relação a emissividade do kapton e a determinação experimental da resistência térmica do radiômetro para implementação no modelo.

Para o problema da determinação do poder termoelétrico do circuito a eletrodo depositado estão sendo realizados estudos experimentais para a utilização de resultados com menor incerteza.

### 6.13 Conclusões

Apesar das simplificações impostas ao modelo a simulação numérica mostrou uma boa aproximação em relação aos resultados experimentais, possibilitando a análise do comportamento de um radiômetro diferencial em relação à irradiância sobre o sensor.

A otimização dimensional apontou para uma concordância com os dados obtidos para um fluxímetro tangencial, ou seja, um comprimento ótimo da célula de medição em torno de 4 mm, constituindo-se num dos principais resultados da simulação.

A comparação dos resultados do sinal de saída na simulação e experimentalmente aponta para uma necessidade de melhoria do modelo utilizado e dos dados das propriedades do poder termoelétrico (para os circuitos a eletrodo depositado), da emissividade, e da resistência térmica do sensor real.

## Capítulo 7

### CONCLUSÕES GERAIS

Esse trabalho iniciou com um estudo de circuitos termoeletrônicos a eletrodos depositados, onde uma análise numérica das linhas de corrente permitiu verificar que a transição das mesmas ocorre numa distância máxima de 50  $\mu\text{m}$  a partir da junção para o par cobre-constantan (espessura de constantan = 25  $\mu\text{m}$  e espessura de cobre = 5  $\mu\text{m}$ ).

Os ensaios realizados para determinação das propriedades radiativas mostraram que a transmissividade de uma película de Kapton se aproxima da transmissividade das camadas de cola epóxi + Kapton, utilizadas comumente na construção de um radiômetro diferencial, quando de mesma espessura. A transmissividade das películas de Kapton ensaiadas coincidiu com os valores apresentados na literatura.

Testou-se dois tipos de radiômetros denominados de fluximétrico e diferencial (ou tangencial).

Foram discutidos os aspectos relativos à absorção superficial, volumétrica e em profundidade em um radiômetro diferencial e foram testados novos tipos construtivos, utilizando estes mecanismos.

Para um radiômetro diferencial utilizando Kapton existe um erro de medição em relação à calibração realizada – com placas pintadas com tinta negra – se a radiação que se quer medir não coincidir com a de um corpo negro, pois o Kapton não apresenta emissividade espectral constante. Este erro pode ser minimizado utilizando-se uma das novas configurações propostas para o radiômetro diferencial com o uso de tinta negra.

A possibilidade de uso de um radiômetro fluximétrico utilizando uma calibração em modo condutivo – maior facilidade de execução – mostrou-se perfeitamente viável, pois houve uma boa concordância entre os valores calculados a partir dos sinais obtidos e calculando a irradiância pela lei de Stefan-Boltzmann.

Os tempos de resposta dos sensores foram determinados, mostrando que o radiômetro fluximétrico tem uma constante de tempo igual a 1,5 s, e o radiômetro diferencial uma constante de tempo igual a 160 ms.

A variação da resposta do radiômetro diferencial com a sua resistência térmica de condução sugere a necessidade de cuidados com a fixação e com a capacidade de dissipação

da superfície na qual for instalado. A sugestão é que se desenvolva um método de calibração “in locu” utilizando uma placa quente, e com baixo nível de convecção, para verificar a qualidade da montagem. Esta capacidade de dissipação é obviamente dependente do nível de irradiância que se quer medir.

O radiômetro do tipo fluximétrico já está sendo utilizado em um equipamento para medição de variáveis ambientais denominado confortímetro SENSU produzido pelo Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas dos Materiais (LMPT).

O efeito causado pelas trocas variáveis de calor por convecção com o ambiente foram o objeto principal da análise desse trabalho. Foram feitos testes completos para 4 radiômetros diferenciais onde várias características foram levantadas tais como, curvas de calibração em campo radiante, erro provocado pela convecção, determinação da constante de tempo, efeitos da variação da temperatura de base, e a utilização de proteção. A quase totalidade dos sensores foi fabricada no Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas dos Materiais (LMPT).

A utilização do sensor protegido por uma película de PVC muito fina provocou um erro maior que o uso do sensor sem proteção. Ficou evidenciado o problema da reirradiância na utilização com proteção. Este resultado se repetiu para os dois tipos de radiômetros utilizados.

Nesse trabalho procurou-se igualmente otimizar os parâmetros dimensionais dos radiômetros diferenciais. Para os 10 tipos de radiômetros diferenciais testados fez-se uma comparação de desempenho através do sinal gerado para um dado valor de irradiância. Várias das modificações propostas produziram uma otimização do desempenho do sensor (sensibilidade), ou a melhora de suas características.

Apesar das simplificações impostas ao modelo, a simulação numérica mostrou uma boa aproximação em relação aos resultados experimentais, possibilitando a análise do comportamento de um radiômetro diferencial em relação à irradiância sobre o sensor.

A otimização dimensional apontou para uma concordância com os dados obtidos para um fluxímetro tangencial, ou seja, um comprimento ótimo da célula de medição em torno de 4 mm, constituindo-se num dos principais resultados da simulação.

A partir dos diversos experimentos e estudos efetuados conclui-se que é possível também a construção de um radiômetro para detecção de radiação ultravioleta conjugando-se películas de Kapton e Teflon.

## TRABALHOS FUTUROS

Como este trabalho está inserido no desenvolvimento de sensores de medição de fluxo de calor do Laboratório de Meios Porosos e Propriedades Termofísicas dos Materiais do Curso de Engenharia Mecânica, é natural que tenha uma continuidade. Em particular aponta-se a construção de um modelo tridimensional para simulação do radiômetro. A utilização nos testes de micro-radiômetros - estes modelos estão sendo construídos - certamente diminuirá os erros associados à troca de calor por convecção observados neste trabalho. Um estudo do comportamento dinâmico dos radiômetros também é possível, pois as medições realizadas utilizaram sempre condições de regime permanente para a radiação e para a troca de calor por convecção; e a melhoria dos dados disponíveis para as propriedades termoelétricas e termofísicas dos diversos materiais utilizados na construção dos sensores.



## BIBLIOGRAFIA

- Andreta, A., Bartoli, B., Coluzzi, B., Cuomo, V. e De Stefano, S., 1983, *Simple Heat Flux Meter*, *Rev. Sci. Instrum.*, Vol.2, pp.374-380.
- Ashrae, 1981. Ashrae standard 55- 1981, *Thermal Environments for Human Occupants*. Atlanta., Georgia.
- Bachtel, F.D. and Loose, J.D. *Design and Control of an Orbital Heating Simulator*, AIAA Paper 71-432, AIAA 6<sup>th</sup> Thermophysics Conference, April 1971.
- Baxter R.D., *Small-size high-performance radiation thermopile*. US Pat. 4, 111, 717 (1978).
- Brown E. A., Charlson R.J., and Johnson D.L., *Rev. Sciences Instr.* 32, 984, 1961.
- Calvet, E. e Prat, H., 1956, *Les Effets Thermoélectriques*. Microcalorimétrie, Ed. Masson, pp. 13-20.
- Carslaw H.S. and Jaeger J.C., *Conduction of heat in solids*, Oxford University Press, London, 1959, pp 113.
- Chaouat, Y. and Walker J.B. *Surface property measurement for spacecraft thermal balance testing*. Proceedings of the International Symposium on "Environmental and Thermal Systems for Space Vehicles", Toulouse, France, October 1983.
- Charmillot, G.J.F. *Um radiômetro para a medição de trocas de calor por radiação em ondas longas*. Dissertação de Mestrado. Curso de Engenharia Mecânica – UFSC , 1986.
- Culp C.H., Krafthefer B.C., Rhodes M.L., and Listvan M.A..*Silicon infrared sensor for thermal comfort and control*. Ashrae Journal. April 1993, vol. 35, n° 4, pp 38-42.
- Darling, C. R. , *Pirometry. A practical treatise on the measurement of high temperatures*. E. & F.N. Span Ltd. London, 1911.
- Dufie, J.A. and Beckman W.A. *Solar engineering of thermal processes*, 2<sup>nd</sup> ed. , John Wiley & Sons, 1991.
- Fried, L. and Walker, J.B. *Infrared method of thermal balance testing of spacecraft*. Final Report – ESTEC/ Contract No 4291/80/NL/PP.

- Gaviot E., Godts P., Güths S., and Leclercq D., *Thin foil planar radiometers: application for designing contactless  $\Delta T$  sensors*, Meas. Sci. Technol. 7, 489-494, 1996.
- Gilcrest, A.S. and Mon, G.R.. *A calorimeter for determining thermal radiation fluxes in space simulation chambers*, Proc. Inst. Of Environmental Sciences, 1963, p. 369.
- Güths, S. e Vilain, R. *Poder termoelétrico em circuitos a eletrodos depositados*, artigo publicado no Encit 96, 1996.
- Güths, S. *Anemometre a Effet Peltier et Fluxmètre Thermique; Conception et Réalisation. Application à l'étude de la Convection Naturelle*, Thèse de Doctorat, Université d'Artois, France, 1994.
- Hager Jr, N.E. *Thin foil heat meter*. Review of Scientific Instruments. November 1965.
- Hannay, N.B., 1959, *Semiconductors*. Reinhold, Publishing Corp., New-York.
- Harmonn, R., Egle, H. and Krah, A. *Development of a high sensitivity bolometer detector for the infrared region*, Research Report W 79-33, Battelle Inst. Frankfurt – am – Main, 1979.
- Hatfield H. A. and Wilkins F. J., J. Sci. Instr. 27, 1 (1950).
- Holman, J.P. *Experimental methods for engineers*, 4<sup>TH</sup> ED., McGraw Hill , 1984.
- Incropera F.P. and DeWitt D.P., *Fundamentos da transferência de calor e de massa*, editora Guanabara Koogan S.A., 1990.
- Maliska C. R., *Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional*, LTC – Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 1995.
- McGee T. D., *Principles and methods of temperature measurement*, John Wiley & Sons, 1988.
- Ohnishi A. and Thayashi, *Measurement of incidence on solar absorptance*. Proceedings of the International Symposium on “Environmental and Thermal Systems for Space Vehicles”, Toulouse, France, October 1983.
- Patankar S., *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere Publishing Corp., New York, 1980.
- Redman, R.S. and Wolf, C.M. *Development of multipurposes radiometer*, Journal of Environmental Sciences, March/April 1980.

- Sheldahl. *Thermal Control Material & Metalized Films*, Part Number Listing & General Specifications. Rev. 3, 1986.
- Siegel R. and Howel J.R. *Thermal Radiation Heat Transfer*, Taylor and Francis, third edition, 1992.
- Sousa, L. S. , Ramos, F. M. , & Almeida, J.S. *Desenvolvimento de um radiômetro do tipo calorimétrico para uso espacial*. INPE – Instituto de Pesquisas Espaciais – Laboratório de Integração e Testes, 1996.
- Stern, S. & Schartzmann, M. N. *A Infrared detector for measurement of the back radiation from the sky*. Journal of Meteorology, 1954. v. 11, p. 121-129.
- Stierwalt, D. L. *Infrared absorption of optical blacks*. Optical Engineering, 1979 v. 18, no 2, p 147-8.
- Sweet, G.E. and Miller, H.B. *A radiometer for use in thermal studies of spacecraft*. NASA TN-D- 4925, 1979.
- Thermocouple Reference Tables* – Based on the IPTS-68. Omega Press. 1975
- Thery, P. e Marechal, J.C., 1980, *Etude et Caracterisation d'un Nouveau Fluxmètre*, *J. of Physics E. Sci. Instrum.*, Vol.13, pp.177-185.
- Thery, P. e Pauquet, J., 1980, *Propriétés Thermoélectriques des Systèmes à Deux Couches Conductrices Superposées*. *J. of Physics E. Sci. Instruments*, vol. 13, pp. 323-327.
- Touloukian Y.S., DeWitt D.P., Hemicz R.S.. *Thermophysical Properties of Matter* – volume 9 – IFI – Plenum Data Corporation, 1972.
- Villers P., Falbel W., and Falbel G. *Thermopile*. US Pat. 3, 424, 624 (1969).
- Wolfe W. L. and Zissis G. J. *The infrared handbook*, chapter 11. Office of Naval Research, Washington, D.C., 1978.

# ANEXO A

## CALIBRAÇÃO DOS TERMOPARES DOS FLUXÍMETROS

**Objetivo :** Verificar o funcionamento dos termopares internos dos fluxímetros brilhante e preto utilizados na construção dos radiômetros fluximétricos.

**Procedimento:** Os fluxímetros foram mergulhados em um banho termostático. O circuito elétrico dos termopares internos têm uma junta de referência em um banho de água mais gelo fundente a 0 °C.

A calibração se dá de maneira indireta através da leitura das temperaturas do banho com um termômetro digital. As tensões dos termopares são lidas por um microvoltímetro e as placas de cobre dos fluxímetros que estão aparentes são aterradas possuindo a mesma referência.

**Resultados:** Na figura A1 foram plotadas as temperaturas do banho termostático contra a leitura do microvoltímetro digital. Estes valores são também conferidos com a equação polinomial para o termopar tipo T com 8 termos (NBS).

Na figura A2 aparecem detalhes da calibração evidenciando que acima de 30 °C começam a aparecer pequenas diferenças entre os fluxímetros preto e brilhante sendo que o preto tem a melhor concordância com os valores da norma.

### **Instrumentos utilizados:**

Termômetro digital : Microprocessor Thermometer model HH21 da Omega.

Microvoltímetro: HP Multimeter 34401 A – Hewlett Packard

### **Conclusão**

Como os fluxímetros estão colados na placa fria em temperaturas abaixo de 30 °C não serão necessárias correções nos valores de temperatura obtidos segundo a equação polinomial com 8 termos, ou seja, a conversão dos valores de tensão obtidos na aquisição será realizada através da equação polinomial sem correções.

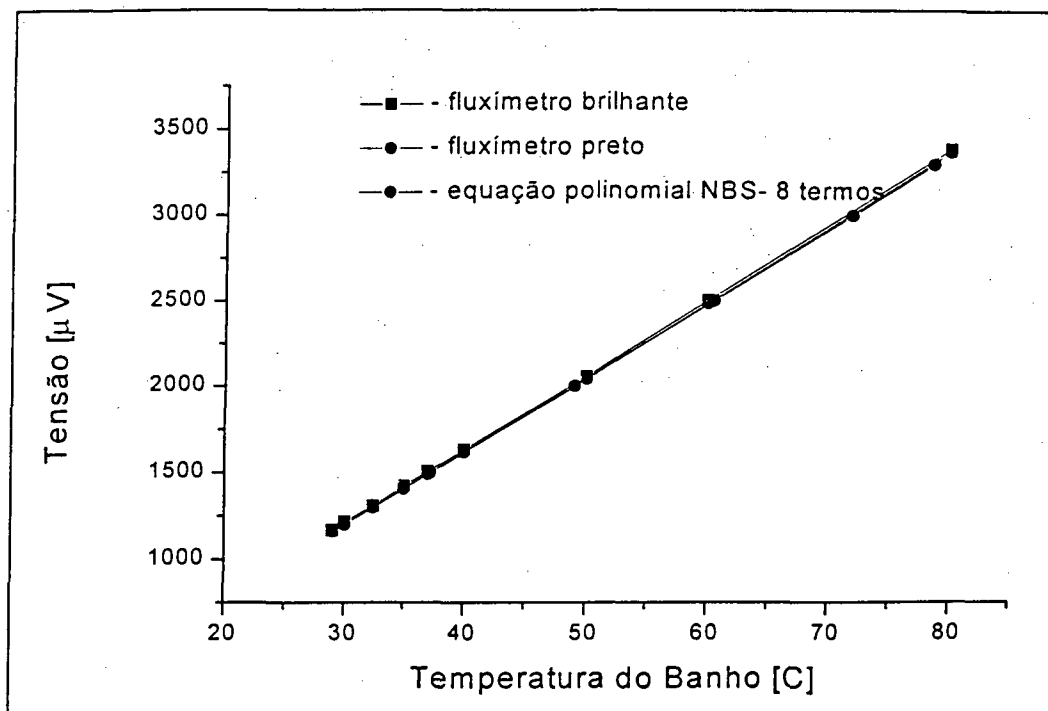


Figura A1 – Resultados da calibração dos termopares internos

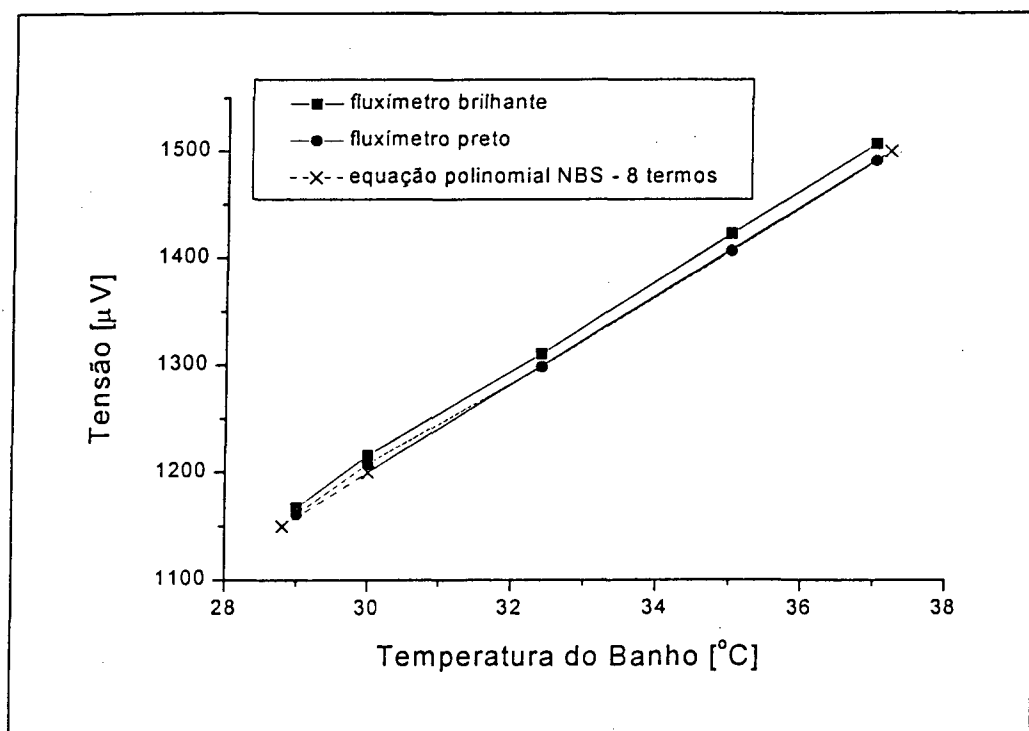


Figura A2 – Detalhes da calibração de 29 a 37  $^{\circ}C$