

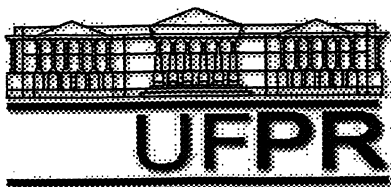
ARTHUR WILLIAM DE BRITO BERGOLD

SENSOR DE FLUXO TÉRMICO

Dissertação apresentada como requisito parcial
à obtenção do grau de Mestre. Curso de Pós-
Graduação em Física, Setor de Ciências Exatas,
Universidade Federal do Paraná.

Orientador: Prof. Dr. Renê Robert

CURITIBA
1998



Universidade Federal do Paraná
Pós-Graduação em Física
Caixa Postal 19081
81531-990 Curitiba-PR
Fax: 041 - 267 4236
Telefone: 041 366 2323 ramal 3197
E-mail: iah@fisica.ufpr.br

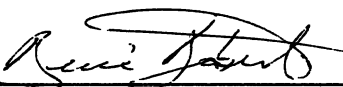
**ATA DA DEFESA DE TESE DE MESTRADO DE ARTHUR WILLIAM DE BRITO
BERGOLD**

TÍTULO DA TESE: "SENSOR DE FLUXO TÉRMICO"

Em sessão pública de Defesa de Tese, iniciada às quatorze horas, nesta data, após um Seminário sobre o assunto da Tese e arquição pela Banca, esta decidiu atribuir Conceito 3. *A condição necessária é que o candidato execute todas as correções sugeridas de banca.*

Curitiba, 26 de fevereiro de 1998

Banca Examinadora:



Prof. René Robert
Presidente/Orientador



Prof. Hipólito José Kalinowski
CEFET



Prof. Waldemar Guilherme Kürten Ihlenfeld
LAC/COPEL

Such pretensions to nicety in experiments of this nature, are truly laughable! They will be telling us some day of the weight of the moon, even to drams¹, scruples² and grains³ - nay, to the very fraction of a grain! - I wish there were infallible experiments to ascertain the quantum of brains each man possesses, and every man's integrity and candour - this is a desideratum in science which is most of all wanted.⁴

Robert Harrington, 1804.

¹ Dracma - unidade usada na farmacêutica antiga equivalente a 1,77 g

² *Scruple* - equivalente a um terço de dracma ou 0,60 g

³ Grão - 0,0648 g

⁴ Tradução livre do autor: Tais pretensões à precisão em experimentos desta natureza, são realmente cômicos! Algum dia falarão do peso da lua, ou mesmo do peso de dracmas, *scruples*, grãos-não, até mesmo de partes de grão!- Gostaria que existissem experimentos infalíveis para certificar a quantidade de inteligência que cada homem possui, e a integridade e sinceridade de qualquer homem:-Este é um desejo na ciência, aspirado pela maioria.

Dedico este trabalho aos meus pais,

Harry e Dalka Sally

e à minha esposa,

Deise,

pelo apoio, incentivo e compreensão!

AGRADECIMENTOS

A Deus pela vida e pela saúde,

Ao prof. Dr. Renê Robert pela orientação,

Ao Prof. Dr. Ivo A. Hümmelgen pelas sugestões,

Ao colega Mestre Vitoldo Swinka Filho pelas sugestões na montagem eletrônica,

Ao Laboratório Central de Pesquisa e Desenvolvimento (LAC-UFPR/COPEL)

pela utilização das instalações e equipamentos,

Ao Laboratório de Ensino de Física Experimental (UFPR) pela utilização das instalações e equipamentos,

A tantos que colaboraram na área técnica, mas especialmente ao Sr. Douglas Sergey Domingues da Silva, da oficina de apoio à pesquisa do Departamento de Física da UFPR, pela confecção das peças,

Aos demais colegas, professores e funcionários que contribuíram com a convivência estimulante a cada dia,

meu muito obrigado.

SUMÁRIO

LISTA DE TABELAS	vii
LISTA DE ILUSTRAÇÕES	vii
RESUMO	ix
ABSTRACT	x
1. INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivos.....	1
1.2 Fluxo térmico.....	2
1.3 Análise microscópica da condução térmica em sólidos.....	5
1.4 Aplicações do sensor de fluxo térmico.....	6
1.5 Histórico das medidas de fluxo térmico.....	10
1.6 Particularidades das medidas de fluxo térmico.....	12
1.6.1 Correções e precauções.....	14
2. O SENSOR	19
2.1 Princípio de transdução.....	19
2.2 Descrição do sensor.....	19
2.2.1 Transdutor.....	19
2.2.2 Amplificador de instrumentação.....	21
3. TERMOELETRICIDADE	25
4. EFEITOS TERMOELÉTRICOS COMBINADOS	30
4.1 Termopar convencional cobre-constantan (tipo T).....	31
4.2 Termopar cobre-constantan tipo “capa”.....	34
4.3 Montagem experimental para comprovação do modelo.....	39

4.4 Resultados e discussão do modelo	41
4.5 Efeitos da rugosidade	45
5. CALIBRAÇÃO	49
5.1 Calibração.....	49
5.2 Câmara de compensação	51
5.3 Servo-controle	52
5.4 Resultados da calibração e discussão	54
5.5 Características do equipamento.....	57
6. MEDIDAS TÍPICAS	59
6.1 Fluxo térmico em uma parede de alvenaria	59
6.2 Fluxo térmico em um ambiente com ar condicionado.....	60
6.3 Fluxo térmico através de uma parede de geladeira	61
6.4 Fluxo térmico na serpentina da geladeira.....	62
7. CONCLUSÕES.....	63
7.1 Sugestões para trabalhos futuros	65
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	66
APÊNDICE A - Outras publicações relacionadas	71
APÊNDICE B - Resolução do circuito equivalente.....	75
APÊNDICE C - Estado atual das medidas das grandezas térmicas.....	77
APÊNDICE D - Medida de condutividade térmica	79

LISTA DE TABELAS

TABELA 1.1 - Fluxo térmico no solo	7
TABELA 4.1 - Medidas elétricas e geométricas dos termopares tipo “capa”	42
TABELA 4.2 - Cálculo de resistência elétrica em presença de rugosidade.....	46
TABELA 4.3 - Cálculo de resistência em presença de rugosidade triangular	47
TABELA 5.1a - Medidas de calibração (servo-controle desligado)	55
TABELA 5.1b - Medidas de calibração (servo-controle ligado)	56

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

FIGURA 1.1 - Fotografia do sensor de fluxo térmico.....	2
FIGURA 1.2 - Deformação no campo térmico provocada pelo sensor.....	14
FIGURA 1.3 - O sensor deve estar perpendicular ao fluxo térmico	15
FIGURA 1.4 - Influência da condutividade térmica do meio sobre a leitura.....	17
FIGURA 2.1 - Termopilha.....	19
FIGURA 2.2 - Fotografia da termopilha (transdutor).....	21
FIGURA 2.3 - Medidas de comparação de ruído de amplificadores operacionais.....	22
FIGURA 2.4 - Amplificador de instrumentação do sensor	23
FIGURA 2.5 - Medidas de ganho e linearidade do amplificador do sensor	24
FIGURA 3.1 - Junção aquecida produz tensão elétrica entre A e B	25
FIGURA 3.2 - Representação de um termopar	25
FIGURA 4.1 - Representação de um termopar	31
FIGURA 4.2 - Representação detalhada de um termopar tipo T	32
FIGURA 4.3 - Potencial elétrico ao longo do termopar.....	33
FIGURA 4.4 - Termopar tipo “capa”	34
FIGURA 4.5 - Simplificação geométrica do termopar tipo “capa”	34
FIGURA 4.6 - Representação elétrica equivalente do termopar tipo “capa”.....	35
FIGURA 4.7 - Circuito equivalente simplificado	38
FIGURA 4.8 - Caminho alternativo para a corrente elétrica.....	38
FIGURA 4.9 - Esquema da montagem experimental para verificação do modelo.....	40
FIGURA 4.10 - Resultados da comparação entre termopares.....	41

FIGURA 4.11 - Medidas x curvas teóricas.....	43
FIGURA 4.12a - Região limítrofe da capa depositada sobre o fio (junção).....	44
FIGURA 4.12b - Região de depósito uniforme da capa.....	44
FIGURA 4.13 - Fissura no depósito de cobre.....	44
FIGURA 4.14a - Condutor uniforme.....	45
FIGURA 4.14b - Condutor com rugosidade.....	45
FIGURA 4.15 - Linhas de corrente e equipotenciais distorcidas pela rugosidade.....	45
FIGURA 4.16 - Condutor com perfil de rugosidade triangular.....	47
FIGURA 5.1 - Câmara de compensação	51
FIGURA 5.2 - Sistema de calibração e câmara de compensação	52
FIGURA 5.3 - Esquema do servo-controle.....	53
FIGURA 5.4 - Exemplos de medidas de calibração.....	54
FIGURA 5.5a - Medidas de calibração (servo-controle desligado).....	55
FIGURA 5.5b - Medidas de calibração (servo-controle ligado)	57
FIGURA 6.1 - Fluxo térmico em uma parede de alvenaria.....	59
FIGURA 6.2 - Variação no fluxo causada por equipamento de ar condicionado.....	60
FIGURA 6.3 - Fluxo térmico em uma geladeira - Parede.....	61
FIGURA 6.4 - Fluxo térmico em uma geladeira - Serpentina interna.....	62
FIGURA B.1 - Circuito equivalente ao termopar tipo “capa”	75

RESUMO

Na última década, sensores de fluxo térmico têm sido utilizados nas mais diversas áreas e aplicações; da biologia à exploração da Lua, da indústria têxtil aos hospitais. O protótipo de sensor de fluxo térmico descrito neste trabalho apresenta construção simples e baixo custo. O transdutor consiste em uma termopilha obtida pela eletrodeposição de cobre sobre um fio de constantan. Cada etapa da construção à calibração é descrita. Analisa-se a influência que o sensor e suas características exercem sobre o processo de medida. Também o funcionamento intrínseco de um termopar é analisado e as conclusões obtidas são verificadas experimentalmente através de medidas da força termoeletromotriz em termopares de filme de cobre depositado sobre constantan. Conclui-se dessa análise que dois fatores que podem influenciar na performance do transdutor são a espessura e a rugosidade superficial da capa de cobre depositada. O equipamento pode medir fluxos de até três mil watts por metro quadrado com uma incerteza menor que seis por cento da medida, tempo de resposta inferior a vinte segundos e custo de material da ordem de quarenta dólares.

ABSTRACT

In the last ten years, heat flux meters had been used in many areas and applications; from Biology to lunar exploration, from textile factory to hospitals. This work describes a simple construction and low cost prototype. A thermopile, developed by electrochemical deposition of copper over a constantan wire, is used as transducer. Influences of the meter and its characteristics over measurement process are analyzed and verified through experimental measurements of thermoelectromotive force in copper film thermocouples. It is discussed how copper film thickness and superficial rugosity can affect transducer performance. The meter can measure up to three thousand watts per square meter within six percent uncertainty, twenty seconds response time and forty dollars material cost.

1. INTRODUÇÃO

1.1 OBJETIVOS

Na atual era de globalização em que vivemos, é muito fácil e cômodo encomendar instrumentos científicos de qualquer ponto do globo terrestre. Esta facilidade e comodismo podem levar um país de indústria eletrônica subdesenvolvida a uma posição de importador passivo de equipamentos muitas vezes medíocres, simplesmente porque é fácil adquiri-los. O importador passivo, às vezes, também adquire um equipamento muito melhor (e mais caro) que o necessário para uma aplicação específica porque não existe outro equipamento de custo e características intermediários que atenda às especificações mínimas necessárias.

A fim de evitar a compra impensada de microcomputadores multimídia de última geração para a simples função de máquina de escrever ou relógio-ponto, ou de multímetros de oito dígitos de precisão onde somente quatro dígitos são suficientes, é necessário pesquisar e desenvolver equipamentos e instrumentos que atendam às necessidades específicas do cliente. Embora pesquisas na área de instrumentação científica sejam, em geral, investimentos de médio e longo prazo, e seu retorno financeiro seja, às vezes, demorado, o conhecimento resultante tem o poder imediato de transformar usuários bitolados em pesquisadores eficientes.

O objetivo deste trabalho vai além da simples construção de um sensor de fluxo térmico. A avaliação e escolha dos materiais, da técnica de construção, do sistema de condicionamento do sinal, da técnica e sistema de calibração são pontos importantes do

projeto. As peculiaridades e implicações de cada uma das etapas de construção podem afetar sensivelmente o produto final, devendo, portanto, ser levadas em consideração.

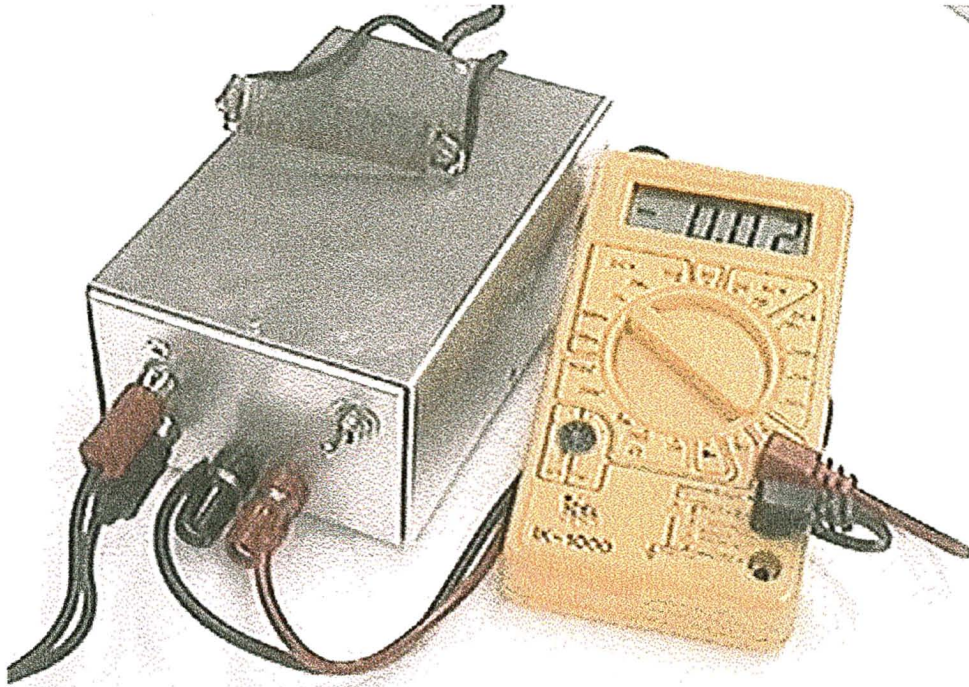


Fig. 1.1 - Fotografia do sensor de fluxo térmico

1.2 FLUXO TÉRMICO

Sempre que há uma diferença de temperatura entre dois pontos, ocorre a transferência espontânea de calor do ponto mais quente para o mais frio. Isso pode acontecer de três maneiras diferentes: condução, convecção e irradiação. O sensor desenvolvido é particularmente sensível ao fluxo térmico condutivo. Convecção, irradiação ou mesmo condução são discutidas nos trabalhos de CHAPMAN (1974), INCROPERA (1985), THOMAS (1985) e ÖZIŞIK (1990).

A taxa de calor q que atravessa por condução uma lâmina delgada plana em uma direção perpendicular às suas faces de maior área, é diretamente proporcional à diferença de temperatura ($T_a - T_b$) entre suas duas faces perpendiculares ao fluxo e à área S de uma dessas

faces e inversamente proporcional à espessura da lâmina d . Assim, chega-se à forma mais simples da lei de Fourier da condução térmica:

$$q = \frac{k.(T_a - T_b).S}{d} \quad (1.1)$$

onde a constante de proporcionalidade k recebe o nome de condutividade térmica.

Define-se o fluxo térmico Φ como sendo a taxa de calor que atravessa a região em questão por unidade de área. Dividindo a expressão (1.1) pela área S , tem-se:

$$\Phi = \frac{k.(T_a - T_b)}{d} \quad (1.2)$$

Mas, as expressões acima são válidas somente quando as seguintes condições são satisfeitas:

1. O fluxo térmico é estacionário. Ou seja, a temperatura de cada ponto é constante no tempo.
2. O fluxo térmico é unidimensional, uniforme e perpendicular à lâmina.
3. A lâmina é plana. Esta condição e a anterior simplificam a geometria do problema.
4. A lâmina é delgada e os efeitos de borda desprezíveis.
5. O material do qual é feita a lâmina é isotrópico (conduz o calor igualmente em todas as direções).
6. A diferença de temperatura entre as duas faces é relativamente pequena de modo a não alterar as propriedades físicas da lâmina.
7. Não há produção ou absorção de calor no interior da lâmina.

Na existência de um gradiente de temperatura $\partial T/\partial x$ na direção x paralela ao fluxo térmico, pode-se afirmar que o fluxo térmico é proporcional a este gradiente. Deste modo obtém-se a expressão (1.3).

$$\Phi = -k \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \quad (1.3)$$

O sinal negativo indica que o fluxo térmico possui sentido oposto ao gradiente de temperatura.

Pode-se generalizar a lei de Fourier para o caso tridimensional. Em coordenadas retangulares, as componentes são:

$$\Phi_x = -k \cdot \frac{\partial T}{\partial x}, \quad \Phi_y = -k \cdot \frac{\partial T}{\partial y}, \quad \Phi_z = -k \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \quad (1.4)$$

ou em forma vetorial:

$$\vec{\Phi} = -k \cdot \vec{\nabla} T \quad (1.5)$$

onde $\vec{\nabla}$ é o operador nabra.

A expressão (1.5) é válida também para geometrias esféricas e cilíndricas, desde que se utilizem as representações correspondentes do operador ∇ .

A lei de Fourier em um sólido anisotrópico é expressa por três equações :

$$\left. \begin{aligned} -\Phi_x &= k_{11} \frac{\partial T}{\partial x} + k_{12} \frac{\partial T}{\partial y} + k_{13} \frac{\partial T}{\partial z} \\ -\Phi_y &= k_{21} \frac{\partial T}{\partial x} + k_{22} \frac{\partial T}{\partial y} + k_{23} \frac{\partial T}{\partial z} \\ -\Phi_z &= k_{31} \frac{\partial T}{\partial x} + k_{32} \frac{\partial T}{\partial y} + k_{33} \frac{\partial T}{\partial z} \end{aligned} \right\} \quad (1.6)$$

As equações (1.6) podem ser condensadas utilizando-se a notação tensorial:

$$\Phi_\alpha = -k_{\alpha\beta} \frac{\partial T}{\partial x_\beta} \quad \alpha, \beta = 1, 2, 3 \quad (1.7)$$

CARSLAW (1959) e WOOSTER (1973) apresentam a forma do tensor condutividade térmica $k_{\alpha\beta}$ para diversos tipos de simetria.

CHAPMAN (1974) discute o efeito da dependência da condutividade térmica em relação à temperatura.

Para efeito de simplicidade, no restante deste trabalho adota-se (1.2) como definição de fluxo térmico e presume-se que suas condições de validade são satisfeitas.

1.3 ANÁLISE MICROSCÓPICA DA CONDUÇÃO TÉRMICA EM SÓLIDOS

O tratamento mais simples que se pode dar a um sólido, com o intuito de analisar suas propriedades, é considerar que, a baixas temperaturas, as posições médias de todos os seus átomos são dispostas de modo a formar uma rede perfeitamente regular e uniforme. Estes átomos têm liberdade de oscilar em torno de suas posições de equilíbrio e, à medida que se eleva a temperatura, a amplitude das oscilações também aumenta. Esta oscilação térmica é transmitida por cada átomo aos seus vizinhos. Assim, a energia térmica é transportada das regiões mais quentes para as mais frias.

Mas existem outros mecanismos de condução térmica. Os sólidos conduzem ondas acústicas com facilidade. Assim como os fótons são quanta portadores de ondas eletromagnéticas, os portadores de ondas acústicas no interior de um sólido são os fônons. Os fônons comportam-se como um gás de Bose ocupando todo o volume do sólido, porém o número de fônons não se conserva, uma vez que estes podem ser emitidos ou absorvidos ao interagirem com a rede. A densidade de fônons aumenta com a temperatura, de modo que os fônons difundem-se da região de maior temperatura para a região de menor temperatura transportando energia térmica consigo.

Os fônons são eficientes na condução térmica tanto a altas¹ quanto a baixas temperaturas. A altas temperaturas há mais fônons disponíveis. A baixas temperaturas, o livre caminho médio dos fônons aumenta, proporcionando maior facilidade à condução térmica.

Nos metais, com o gás de fônons coexiste o gás de elétrons livres que, à temperatura ambiente, é o principal responsável pela condução térmica nos metais puros. Os elétrons ao colidirem com a rede cristalina na região quente recebem energia cinética e a transferem de volta para a rede na região mais fria.

Outros processos como interação fônon-fônon, interação fônon-elétron, interação elétron-elétron, espalhamento de elétrons ou fônons por imperfeições da rede e paramagnetismo entre outros, influenciam a condução térmica nos sólidos, conforme ZIMAN (1960). Os mecanismos de condução térmica entre dois meios diferentes a baixas temperaturas são expostos com muita propriedade por LITTLE (1959).

1.4 APLICAÇÕES DO SENSOR DE FLUXO TÉRMICO

No solo, o sensor pode ser utilizado tanto para a agricultura como em estudos microclimatológicos. Em países de clima temperado ou glacial nos quais ocorre a formação de uma camada de gelo sobre o solo no inverno, utilizam-se sensores de fluxo térmico que indicam o solo começa a receber calor através da superfície para se aquecer. A partir dessa informação, determina-se o instante de semear, para que a semente germine no momento certo.

GEIGER (1961), em seu livro, Manual de Microclimatologia, realiza um estudo de como os diversos fatores climáticos (sol, vento, chuva, umidade, etc.) afetam o balanço energético na região de interface do solo com o ar. Geiger, cita medidas de fluxo térmico no

¹ O termo altas temperaturas aqui refere-se a temperaturas acima da temperatura de Debye da substância.

interior do solo (10 cm de profundidade), realizadas por Albrecht em Potsdam, no ano de 1903. Alguns valores típicos obtidos, são:

CONDIÇÕES	FLUXO (cal/cm ² -min)	FLUXO (W/m ²)
Dia de verão	+ 0,407	+ 284
Dia de inverno	+ 0,091	+ 63
Noite de verão	- 0,091	- 63
Noite de inverno	- 0,081	- 56

Tabela 1.1 - Fluxo térmico no solo

Os valores expressos na tabela 1.1 foram obtidos utilizando-se uma fileira de termômetros enterrados a diferentes profundidades. Dessa maneira, pode-se obter o gradiente de temperatura que existe no interior do solo. Conhecendo-se o gradiente de temperatura e a condutividade térmica do solo, pode-se calcular o valor do fluxo térmico no solo.

Na GEOFÍSICA, medidas do fluxo térmico são realizadas no interior dos furos de prospecção. Estas medidas servem para determinar a condutividade térmica do solo e das rochas perfuradas, bem como o comportamento tectônico da formação geológica.

Segundo DEMING (1988), a história da temperatura de uma bacia sedimentar determina o estado de maturação do petróleo, bem como a conversão de óleo em gás. Além disso, o fluxo térmico basal pode caracterizar uma província tectônica. Medidas realizadas no campo petrolífero de Pineview (Utah, EUA) indicaram 61 mW/m² ($\pm 13\%$) de fluxo térmico a uma profundidade entre 2 e 3 km.

NAKAJIMA (1996) relata que a sonda espacial LUNAR-A, projetada com o objetivo de investigar a origem e a evolução da Lua, carrega entre seus equipamentos um sensor de fluxo térmico para registrar e transmitir informações a respeito da distribuição do calor no interior do satélite.

Na BIOLOGIA, a medida de fluxo térmico é utilizada para quantificar a multiplicação de microorganismos, uma vez que esse fenômeno é interligado à produção ou absorção de calor (HILL(1993)).

XIZHONG (1993) utilizou um sensor de fluxo térmico construído a partir de uma termopilha de cobre-constantan em medidas de fluxo térmico através da pele humana. Ele relata que uma pessoa sentada em condições ambientais confortáveis produz um fluxo térmico próximo de $40 \text{ W}\cdot\text{m}^{-2}$ através de sua pele. Em outra situação, trabalhadores da linha férrea chinesa trabalhando agasalhados em condições climáticas muito frias, perdiam até 100 W por metro quadrado de pele. Xizhong realizou medidas usando diversos tipos de vestimenta de: algodão, malha, lã; tanto novos quanto usados e em diversas situações climáticas. Dessa maneira, ele mediu o valor de isolamento de cada vestimenta.

Xizhong descreve, também, um método para medir a temperatura a nível profundo do corpo (as medidas convencionais medem somente a temperatura superficial), simplesmente usando o sensor de fluxo térmico acoplado a um termômetro, sendo ambos posicionados na superfície da pele. A região na qual se mede a temperatura a nível profundo é isolada termicamente do ambiente e, quando o sensor de fluxo térmico indica um fluxo nulo, lê-se o valor da temperatura que o termômetro indica, sendo este o valor da temperatura a nível profundo. Com esta técnica, demonstrou-se ser possível diagnosticar infecções localizadas, tumores e disfunções cerebrais.

TOBA (1995) utilizou uma termopilha para registrar e analisar a respiração dos pacientes, bem como suas temperaturas corpóreas. A termopilha construída a partir de 17 termopares cromel-alumel, produz uma força termoeletromotriz de $0,7 \text{ mV}/^\circ\text{C}$ e tem uma constante de tempo da ordem de 0,1 s.

Na ENGENHARIA, sensores de fluxo térmico são utilizados para medir perdas de calor através da superfície de um corpo. No caso de um motor ou turbina, a análise dessa informação pode ajudar a diagnosticar e prever falhas, desajustes e desgastes. No apêndice A pode-se encontrar uma relação de artigos publicados sobre este assunto.

SHAUKATULLAH (1996), pesquisador da *IBM*, utilizou um sensor de fluxo térmico para analisar a dissipação de calor em aletas para componentes eletrônicos. Este estudo possibilita projetar dissipadores mais eficientes.

A medição de fluxo térmico pode ser utilizada para determinar a condutividade térmica de uma amostra. Para isto aplica-se um gradiente térmico constante e utiliza-se a lei de Fourier (discutida na seção 1.2).

Variações deste método utilizam sensores de temperatura para determinar o gradiente térmico produzido entre as duas faces da amostra por uma potência térmica conhecida. HAGER (1959) utilizou esta técnica para determinar a condutividade térmica de polímeros a diversas temperaturas. SANDERS (1983), pesquisador da *XEROX*, com um equipamento mais sofisticado, utilizou a mesma técnica para determinar a condutividade térmica de folhas de papel, de filmes de poliéster e filmes de tinta.

É importante ressaltar que há um outro método para medir a condutividade térmica de uma amostra. Este método envolve um transiente de fluxo aplicado a uma das faces da amostra e a medida do atraso e da modificação do pulso até chegar à outra face. Este método, desenvolvido por PARKER (1961), possibilita medições mais rápidas e com incertezas menores quando comparadas com os métodos anteriores (com fluxo estacionário). RICHARDS (1988) adaptou o método de transiente de fluxo para medir a condutividade térmica de líquidos.

1.5 HISTÓRICO DAS MEDIDAS DE FLUXO TÉRMICO

Como mencionado anteriormente, Albrecht, em 1903, realizou medidas de fluxo térmico no solo. Porém, ele não utilizou para isso um sensor de fluxo térmico, mas sim, uma série de termômetros enterrados em diferentes profundidades. Este era o método utilizado, até o começo do século, para realizar medidas de fluxo térmico.

FALCKENBERG (1930) foi o primeiro a utilizar, em sensores de fluxo térmico, o princípio de que a diferença de temperatura entre as duas faces de uma lâmina é proporcional ao fluxo térmico que a atravessa.

DUNKLE (1940) descreve a construção de um sensor de calor, construído com cerca de 480 termopares em uma lâmina de baquelite de dimensões 114 x 114 x 3 mm. Embora este sensor tenha sido construído para efetuar medidas no solo, Dunkle sugeria sua utilização para a medição de fluxo de calor em outros meios.

DEACON (1950) construiu dois tipos de sensor de fluxo térmico. O primeiro consistia em um disco de bismuto justaposto entre dois discos de cobre, formando um termopar cobre-bismuto com diâmetro de 5 cm e espessura de 8 mm. Havendo fluxo térmico através do sensor, haverá uma diferença de temperatura entre os dois discos de cobre. Esta diferença de temperatura gera uma força termoeletromotriz (ver seção 3) entre os dois discos de cobre. A sensibilidade deste sensor é de $8,6 \cdot 10^{-8}$ V para um fluxo térmico de 1 W/m^2 .

O segundo sensor de Deacon consiste em uma termopilha de 30 termopares obtidos pela técnica de WILSON e EPPS (1920). Esta técnica se refere à deposição eletroquímica de cobre sobre a metade inferior de um enrolamento feito em um fio de constantan (ver seção 2.2.1). A vantagem desta técnica reside no fato de não ser necessário realizar as soldas entre as junções uma a uma.

O enrolamento do segundo sensor de Deacon foi realizado sobre uma lâmina de microscópio de dimensões 76 x 25 x 1,5 mm. O sensor foi justaposto entre duas folhas finas de alumínio com a aplicação de duas camadas de verniz. A sensibilidade do sensor era de $1,7 \cdot 10^{-6}$ V para um fluxo de 1 W/m^2 , e a incerteza de sua calibração era de 5%.

HATFIELD e WILKINS (1950) construíram um sensor de fluxo térmico semelhante ao disco de cobre-bismuto de Deacon. O sensor de Hatfield utilizava uma liga de prata-telúrio (1:2) no lugar do bismuto. O telúrio apresenta uma força termoeletromotriz mais elevada que o bismuto em relação ao cobre. A prata foi utilizada para conferir maior estabilidade térmica e resistência contra a oxidação. A sensibilidade deste sensor era de $6,3 \cdot 10^{-7}$ V para um mensurando de 1 W/m^2 . Seu diâmetro era 1,3 cm e sua espessura 1,3 mm. Este sensor foi construído para medições de fluxo térmico através das paredes dos navios de guerra da Marinha Britânica, e sua incerteza era de aproximadamente 10%.

LECLERCQ e THERY (1983) construíram um sensor que mede ao mesmo tempo a temperatura e o fluxo térmico. O sensor consiste em uma termopilha obtida através de processos de metalização e fotogravura (*photoetching*) de filetes de cobre sobre faixas de constantan eletrodepositadas sobre um substrato. A técnica de construção permite que este sensor seja construído com até 25 cm de comprimento ou largura, com uma espessura de 0,1 mm. A sensibilidade obtida é aproximadamente de 10^{-5} V por W/m^2 e a reprodutibilidade de 2%. O valor da temperatura é obtido pela medição da resistência elétrica entre as extremidades do sensor. Para isto utiliza-se uma ponte de Wheatstone que proporciona uma incerteza de 1%.

MEDVÍD e KAUPUZS (1994) propõem a construção de um sensor de fluxo térmico baseado no princípio de *drift* térmico dos portadores de carga no germânio. O semicondutor é fabricado de forma a ter diferentes velocidades de recombinação dos pares

elétron-lacuna em cada uma de suas faces, quando estas se encontram a diferentes temperaturas. A resistência elétrica do semicondutor varia conforme o deslocamento dos pares elétron-lacuna no interior do gradiente térmico. A intensidade e direção do fluxo térmico podem ser determinadas pela medida da radiação eletromagnética emitida pelo semicondutor (fenômeno conhecido como termoluminescência).

ZUBKOV (1997) construiu um calorímetro de fluxo térmico de alta precisão para temperaturas até 1300 K. O sistema consiste em uma termopilha montada em uma superfície cilíndrica através da qual se estabelece o fluxo térmico que se deseja medir. Os resultados das medidas apresentam reprodutibilidade na faixa de 1%.

1.6 PARTICULARIDADES DAS MEDIDAS DE FLUXO TÉRMICO

No apêndice C, encontra-se uma tabela com os valores mínimos de incerteza nas medidas térmicas atuais. Pode-se, através de simples observação desses valores, concluir que as incertezas das medidas térmicas são grandes, sendo a medida da temperatura a que apresenta menor incerteza..

A incerteza nas medidas de fluxo térmico é três ordens de grandeza maior que a incerteza nas medidas de temperatura, indicando que as medidas de fluxo térmico apresentam maiores dificuldades em sua realização. É bom ressaltar que as medidas de temperatura já vêm sendo realizadas há mais de quatrocentos anos, enquanto que as medidas de fluxo térmico, mais recentes, desenvolveram-se nos últimos setenta anos.

A dificuldade em se realizar medidas de fluxo térmico pode ser atribuída aos seguintes fatores:

1. O calor nem sempre se conserva, uma vez que o mesmo pode ser absorvido ou gerado a partir de outras formas de energia, como no caso dos efeitos Joule, Thomson e Peltier.

2. Não existe isolante perfeito. A diferença entre a condutividade térmica dos bons condutores (prata) e dos bons isolantes térmicos (ar seco) é de seis ordens de grandeza. E mesmo no vácuo há perda de calor por irradiação. A título de comparação a diferença entre a condutividade elétrica dos bons condutores (cobre) e dos bons isolantes elétricos (borracha) é de mais de vinte ordens de grandeza.

3. O sensor de fluxo térmico é inerentemente invasivo. Em outras palavras, o sensor de fluxo térmico tem que estar imerso no meio cujo fluxo térmico se deseja conhecer. Desse modo, o próprio sensor de fluxo térmico torna-se um obstáculo à passagem do calor, alterando o valor a ser medido (ver fig. 1.2). Já a temperatura pode ser medida à distância por técnicas de infravermelho ou pirometria. Mesmo no caso em que o termômetro entra em contato com a amostra, este contato pode ser minimizado para causar pouco distúrbio.

4. O fluxo térmico depende da condutividade térmica do meio. Em algumas situações, como no solo que recebe umidade, a condutividade térmica do meio pode variar durante a medida alterando as circunstâncias da medida e impedindo sua estabilização.

5. Como a superfície de contato do sensor de fluxo térmico é grande se comparada à de um termômetro, a barreira térmica devido a irregularidades e bolhas de ar, que se forma entre o meio e o sensor pode alterar significativamente a leitura.

6. Não existe um padrão universal de fluxo térmico. Cada sensor que é fabricado, é calibrado usando-se técnicas e tipos de equipamento diferentes.

7. No ato de calibração, o ambiente influencia as medidas. Em geral, para se isolar eficientemente o sistema responsável pela calibração, provoca-se um aumento na inércia térmica, aumentando o tempo necessário para que o sistema atinja o equilíbrio. Medidas demoradas, em geral, são também, mais complexas e podem apresentar maiores incertezas.

O último item, justifica a menor incerteza nas medidas de condutividade térmica pelo método do transiente de fluxo em relação às medidas realizadas pelo método de fluxo estacionário.

A figura 1.2 mostra qualitativamente a influência que o sensor pode exercer sobre o campo térmico. No primeiro caso, em que a condutividade térmica do meio e do sensor são próximas, não há distorção do campo térmico.

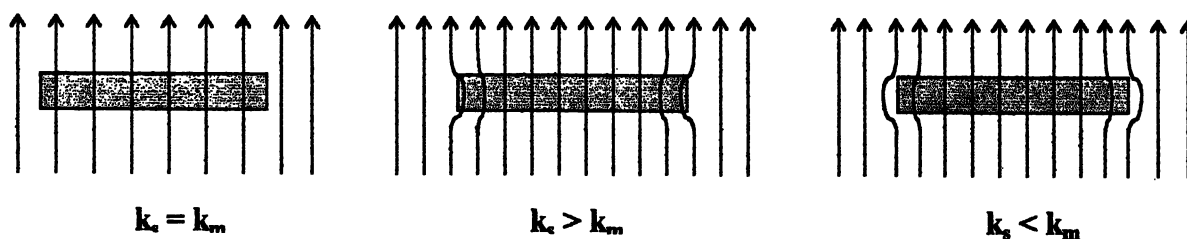


Fig. 1.2 - Deformação no campo térmico provocada pelo sensor

No segundo caso, em que a condutividade do sensor é maior que a do meio, haverá maior condução de calor pelo sensor. Em consequência disso, o instrumento indicará um valor de fluxo térmico excessivo. No caso oposto, onde a condutividade térmica do sensor é menor que a do meio, haverá a indicação de um fluxo térmico reduzido.

1.6.1 CORREÇÕES E PRECAUÇÕES

É razoável supor que, para minimizar a influência do sensor sobre a medida, o mesmo deve apresentar dimensões reduzidas. Mas, é importante lembrar que não se pode reduzir demasiadamente as dimensões sem perda na sensibilidade do sensor. PHILIP (1961) afirma que o sensor deve ser construído de modo a ser o mais delgado possível, como uma lâmina. Esta lâmina deve ser posicionada de forma que a face de maior superfície esteja perpendicular ao fluxo, como mostra a figura 1.3. O sensor deve ser construído de modo a apresentar máxima sensibilidade nesta situação.

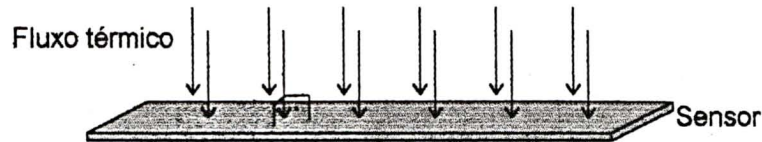


Figura 1.3 - O sensor deve estar perpendicular ao fluxo térmico

Philip apresenta uma expressão para estimar o erro causado pela diferença entre as condutividades térmicas do meio e do sensor. Esta expressão é obtida através da solução da equação de Laplace (CARSLAW (1959), p. 427) que descreve a condução estacionária de calor em um elipsóide de condutividade térmica diferente daquela do meio em que se encontra. A solução encontrada por Carslaw é expressa por:

$$f = \frac{\varepsilon}{1 + (\varepsilon - 1)H} \quad (1.8)$$

onde: f é a razão entre o fluxo térmico interno e externo ao elipsóide;

ε é a razão entre os valores de condutividade térmica do elipsóide e do meio em que o mesmo se encontra;

H é uma função que depende somente da geometria e pode ser calculado por:

$$H = \frac{1}{1 - \eta^2} - \frac{\eta}{(1 - \eta^2)^{3/2}} \arctg \frac{(1 - \eta^2)^{1/2}}{\eta} \quad (1.9)$$

onde η é a razão entre o eixo menor e o eixo maior do elipsóide ($\eta < 1$).

Uma expressão análoga é obtida a partir da solução do campo elétrico no interior de um elipsóide dielétrico imerso em um campo elétrico uniforme (STRATTON (1941)).

A expressão (1.9) pode ser expandida em série de potências:

$$H(\eta) = 1 - (\pi/2)\eta + \eta^2 \dots \quad (1.10)$$

Para pequenos valores de η pode-se adotar a aproximação

$$H(\eta) = 1 - (\pi/2)\eta \quad (1.11)$$

Definindo-se r como sendo a razão entre a espessura e a raiz quadrada da área de seção reta média perpendicular ao fluxo térmico, obtém-se para o esferóide oblato:

$$r = (8/3\pi)^{1/2} \eta \quad (1.12)$$

Substituindo (1.12) em (1.11), tem-se:

$$H = 1 - (1,5)^2 \pi^{3/2} r/4 = 1 - 1,70r \quad (1.13)$$

A expressão (1.13) pode ser generalizada para sensores de fluxo térmico delgados com qualquer formato.

A partir das equações (1.8) e (1.13),

$$f = \frac{1}{1 - 1,70r(1 - \varepsilon^{-1})} \quad (1.14)$$

Substituindo-se os valores de condutividade térmica, espessura e área de seção reta do sensor desenvolvido neste trabalho, obtém-se a expressão (1.15) que permite calcular a razão entre a leitura e o valor verdadeiro do fluxo térmico. Na figura 1.4 observa-se a variação desta razão com a condutividade térmica do meio em que o sensor se encontra.

$$f = \frac{1}{0,821 + 0,138k_m} \quad (1.15)$$

A partir do gráfico da figura 1.4 pode-se afirmar que, se o meio for bom isolante térmico, o valor da leitura será no máximo 20% maior que o valor verdadeiro. Por outro lado, se o meio tiver condutividade térmica maior que $3 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$, a leitura será no mínimo 20% menor que o valor verdadeiro.

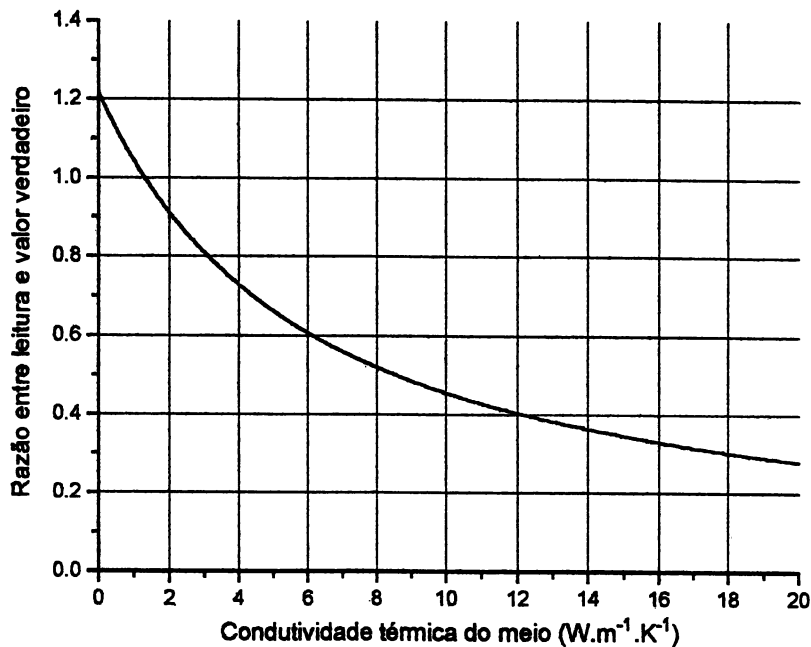


Fig. 1.4 - Influência da condutividade térmica do meio sobre a leitura

PORTMAN (1958) construiu um circuito elétrico análogo ao problema do sensor no meio. Suas medidas demonstraram que se o sensor tem condutividade térmica dez vezes menor que a do meio, o erro na medida é de -70%. E, no caso em que a condutividade do sensor é 2,2 vezes maior que a do meio, o erro na medida é de +5%.

Tanto os resultados de Philip, quanto os de Portman demonstram que, sendo impraticável o casamento das condutividades térmicas do sensor e do meio, é preferível que o sensor tenha condutividade térmica maior que a do meio.

Na situação em que o sensor é posicionado na superfície de interface entre dois meios, a distorção do campo térmico nas imediações do sensor apresenta-se ainda mais complexa. E, no caso em que a outra superfície do sensor fica exposta ao ar, ocorrem correntes de convecção que diminuem a estabilidade e aumentam a incerteza da medida.

Philip, afirma que bolhas de ar na interface de contato do sensor com o meio, podem provocar erros acima de 50% do valor da leitura. Por esse motivo, um bom contato térmico é essencial para uma boa medida. No caso em que o meio não é rígido, por exemplo,

o solo, um bom contato térmico pode ser assegurado com um posicionamento cuidadoso e uma suave compressão do solo após se enterrar o sensor. Na situação em que o sensor é posicionado sobre uma superfície rígida, deve ser utilizada uma fina camada de óleo (ou outra substância que preencha os espaços vazios) entre o sensor e a superfície para assegurar o bom contato térmico.

Tanto o trabalho de Philip, quanto o de Portman, pressupõem regime estacionário de fluxo. Como, na maior parte das situações, as variações no fluxo térmico são lentas, esse fato tem pouca influência sobre os resultados obtidos. O próprio tempo de resposta do sensor, em geral, inviabiliza seu uso em medidas de frequência acima de 0,1 Hz, a não ser que se utilizem correções matemáticas, ou sistemas de compensação.

Com este intuito, MALCORPS (1983), desenvolveu uma técnica que possibilita ampliar a largura da banda de resposta de um sensor de fluxo térmico qualquer; utilizando um filtro eletrônico analógico. A técnica foi aplicada a um sensor de fluxo térmico cuja frequência de resposta não ultrapassava 0,07 Hz. Após a implantação do filtro, verificou-se que o sensor era capaz de rastrear sinais térmicos de 5 Hz de frequência. Medidas cuja variação do fluxo térmico se encontra nesta faixa de frequência já não podem ser consideradas estacionárias.

2. O SENSOR

2.1 PRINCÍPIO DE TRANSDUÇÃO

O elemento sensor utiliza uma termopilha que é um dispositivo capaz de produzir uma tensão elétrica proporcional à diferença de temperatura entre suas duas faces. Como a diferença de temperatura entre as duas faces de uma termopilha é proporcional ao fluxo térmico que a atravessa, a tensão gerada pela termopilha é proporcional ao fluxo térmico.

2.2 DESCRIÇÃO DO SENSOR

O sensor é constituído basicamente de um transdutor e um amplificador de instrumentação que condiciona o sinal para ser lido diretamente em um voltímetro digital.

2.2.1 TRANSDUTOR

O transdutor, foi construído a partir da técnica de Wilson e Epps. Em torno de uma lâmina de material isolante, enrolou-se um fio de constantan, e na metade inferior desta lâmina depositou-se cobre eletroquimicamente, obtendo-se um resultado semelhante ao da figura 2.1.

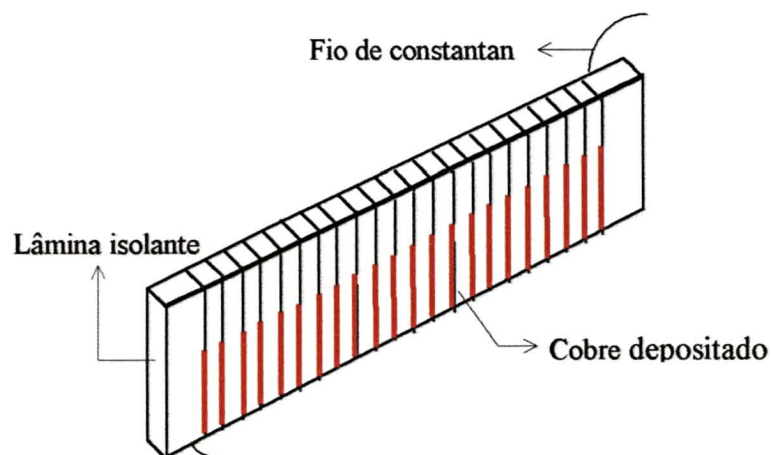


Fig. 2.1 - Termopilha

Utilizou-se resina de poliéster para confeccionar a lâmina pela facilidade de se moldar e manusear este material. Existem muitos tipos de resina poliéster no mercado, e têm-se pouca informação sobre as propriedades físicas de cada uma. A propriedade de maior interesse, neste caso, é a condutividade térmica. Medidas realizadas (ver apêndice D) em uma amostra do mesmo material utilizado na fabricação do transdutor, indicaram uma condutividade térmica de $0,12 \pm 0,02$ W/m K.

Após construção e calibração do sensor, pode-se afirmar que, considerando-se o transdutor como uma lâmina uniforme, sua condutividade equivalente é próxima de 1,3 W/m K. Este aumento na condutividade térmica deve-se à presença do fio de constantan com cobre depositado no interior do sensor.

Em um torno mecânico, fizeram-se pequenos sulcos nas bordas da lâmina para facilitar o enrolamento e assegurar a uniformidade no espaçamento entre as espiras. O enrolamento foi feito a partir de um fio de constantan de $0,192 \pm 0,004$ mm de diâmetro. Ao final, obtiveram-se 93 espiras.

O fio de constantan, além de apresentar as qualidades mecânicas necessárias à construção da termopilha, tem uma resistividade elétrica mais de 30 vezes maior que a do cobre, aumentando a eficiência do elemento sensor (ver seção 4.2).

O cobre foi depositado sobre o fio de constantan utilizando-se cerca de 50 ml de uma solução de sulfato de cobre 0,1 molar. Adicionou-se a esta solução uma gota (cerca de 0,1 ml) de ácido sulfúrico a fim de evitar a formação de bolhas na superfície do metal. Aplicou-se sobre o enrolamento uma corrente de 53,20 mA, a qual resulta em uma densidade de corrente aproximada de 30 A/m². O transdutor era, periodicamente, trocado de posição para assegurar a uniformidade do depósito de cobre. O depósito foi efetuado, durante quase duas horas, até que toda a região inferior da termopilha estivesse coberta de cobre.

Imediatamente após retirar a termopilha da solução de sulfato de cobre e enxaguá-la, foi aplicada uma camada da mesma resina poliéster da lâmina, a fim de fixar mecanicamente as espiras e isolá-las eletricamente. Após as 24 h necessárias para a cura da resina, esta capa externa não apresentou espessura uniforme, por este motivo, o transdutor foi lixado para uniformizar sua espessura.

Como último acabamento, fixaram-se nas extremidades da termopilha dois contatos de cobre nos quais foram soldadas as extremidades do fio de constantan, bem como do cabo que leva o sinal para o amplificador.

As dimensões finais da termopilha são: 14,7 x 58,9 x 3,1 mm, com cerca de 2 metros de cabo.

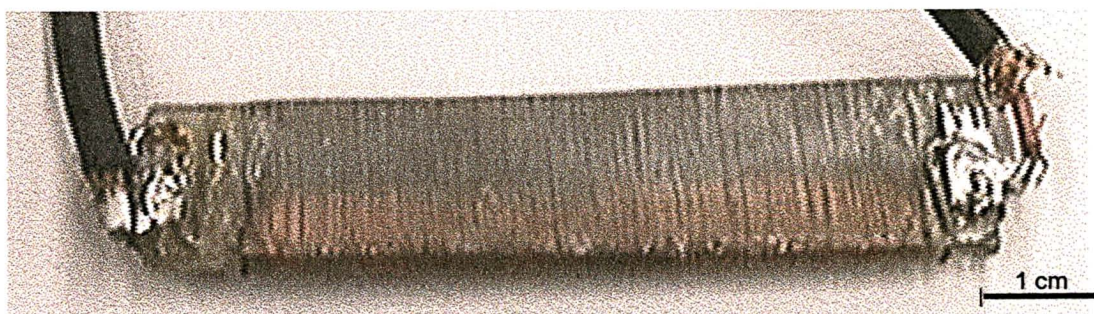


Fig. 2.2 - Fotografia da termopilha (transdutor)

2.2.2 AMPLIFICADOR DE INSTRUMENTAÇÃO

O transdutor gera um sinal de $(8,88 \pm 0,35) \mu\text{V}$, quando imerso em um fluxo térmico de 1 W/m^2 . Assim, para que se possa ler esta faixa de sinal usando um voltímetro digital comum, é necessário amplificar o sinal. Para isto, construiu-se um amplificador de instrumentação.

A fim de se alcançar uma boa estabilidade térmica do amplificador, optou-se por utilizar um amplificador operacional *chopper*-estabilizado, o LTC 1051. Este componente possui, de acordo com seus fabricantes, um coeficiente de temperatura ($\Delta V_{os}/\Delta T$) máximo de

0,05 $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$, o que permite que a temperatura da montagem eletrônica varie mais de 10°C sem afetar a medida de maneira sensível.

A figura 2.3 mostra o resultado de medidas de comparação de ruído realizadas com a mesma placa de circuito impresso com as entradas curto-circuitadas e um ganho aproximado de 1700 vezes. As 500 amostragens foram tomadas com um intervalo de tempo de 20 s para ambos os casos. Em a), vemos a medida realizada com o componente nacional LM 1458 e, em b), a medida realizada com o componente importado LTC 1051.

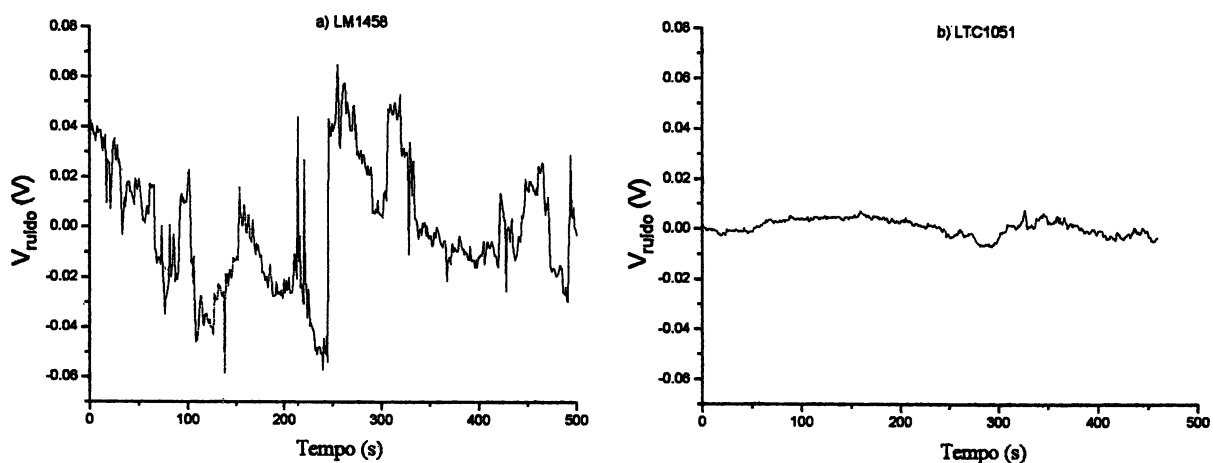


Fig. 2.3 - Medidas de comparação de ruído de amplificadores operacionais

Pode-se observar da comparação dos dois gráficos (o eixo y apresenta o ruído em volts) que a intensidade do ruído diminuiu mais de 10 vezes ao se utilizar o componente *chopper*-estabilizado.

A configuração adotada foi a do amplificador de instrumentação com dois operacionais, conforme DOMANSKI (1990). Esta configuração pode ser vista na figura 2.4.

O ganho pode ser calculado pela expressão:

$$A = 1 + \frac{R_2}{R_1} + 2 \frac{R_2}{R_G} \quad (2.1)$$

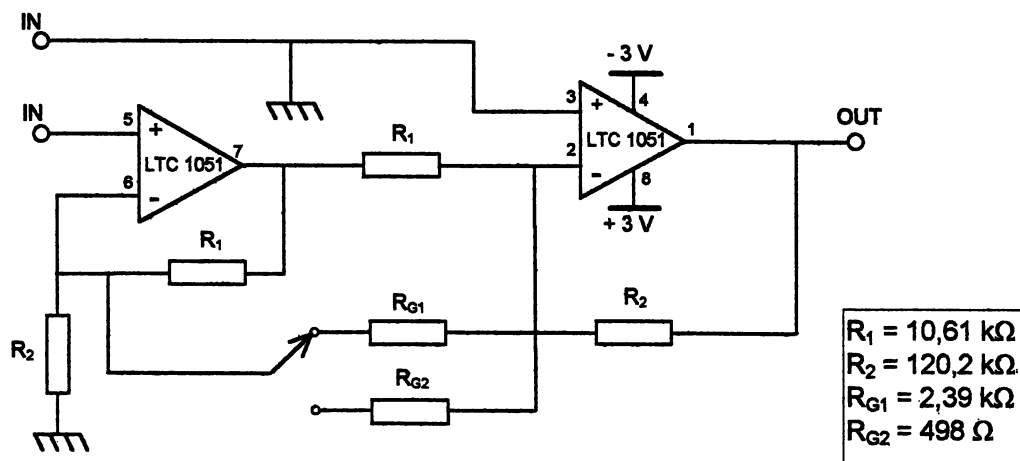


Fig. 2.4 - Amplificador de instrumentação do sensor

A fim de manter o nível de ruído em valores pequenos, o amplificador foi alimentado por 2 pilhas de tensão nominal 1,5 V tamanho AA (tipo R-6 segundo ABNT) para $+V_{cc}$ e o mesmo para $-V_{cc}$. O uso de pilhas ou baterias, neste caso, permite explorar ao máximo o baixo nível de ruído do componente LTC 1051, enquanto a configuração de instrumentação permite aumentar sua rejeição de modo comum.

Lista de componentes do amplificador

1 amplificador operacional LTC 1051	1 resistor de $19,75 \text{ k}\Omega$ / $\frac{1}{4} \text{ W}$ / 1% de precisão
2 resistores de $120,2 \text{ k}\Omega$ / $\frac{1}{4} \text{ W}$ / 1% de precisão	1 resistor de 498Ω / $\frac{1}{4} \text{ W}$ / 1% de precisão
2 resistores de $10,61 \text{ k}\Omega$ / $\frac{1}{4} \text{ W}$ / 1% de precisão	4 pilhas de 1,5 V tamanho AA (R-6).

O amplificador montado conforme a descrição acima apresenta um ganho de 113,1 e 495,1 para as configurações de alto ganho e baixo ganho, respectivamente. A configuração de baixo ganho permite realizar leituras na faixa de 0 a 2000 W/m^2 , com resolução de 1 W/m^2 , enquanto a configuração com alto ganho permite a realização de leituras na faixa de 0 a 500 W/m^2 , com resolução de $0,2 \text{ W/m}^2$.

A configuração com ganho maior foi utilizada nas medidas de calibração, com o objetivo de fornecer leituras com melhor resolução e precisão.

Medidas realizadas com o amplificador nesta configuração confirmaram o ganho de 495,1 com uma tensão de *offset* na saída de 2,8 mV e um erro máximo de linearidade de 0,13% do valor de fundo de escala, o qual é desprezível se comparado com a incerteza proveniente da calibração, conforme a seção 5.4. Os resultados desta medida estão representados na figura 2.5.

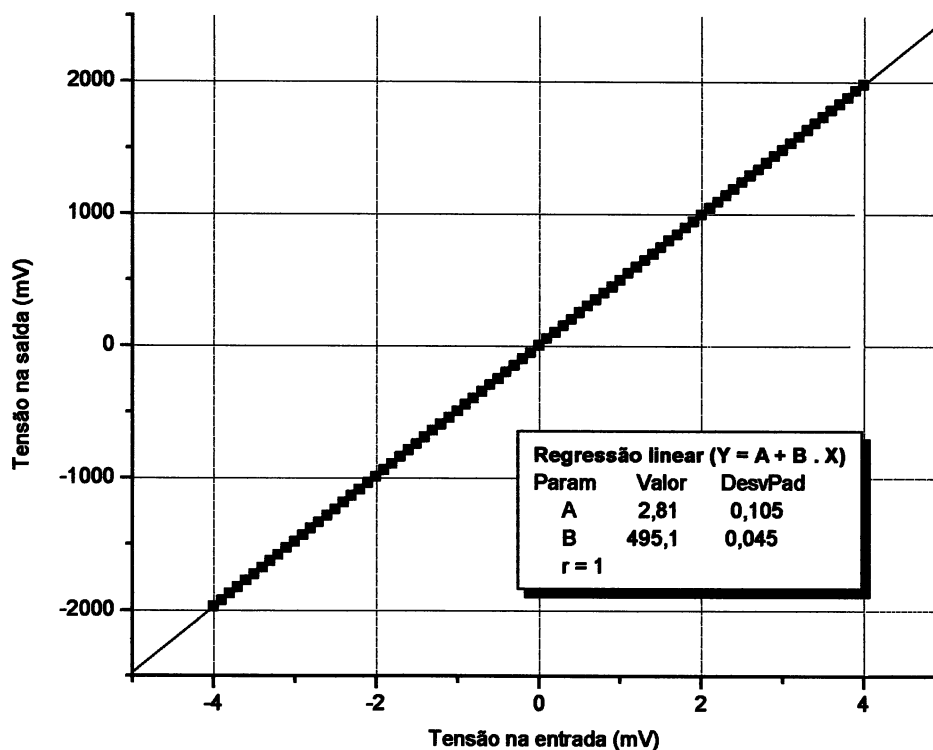


Fig. 2.5 - Medidas de ganho e linearidade do amplificador do sensor

De modo semelhante, para a configuração de menor ganho, para a qual lê-se uma tensão de 1 mV na saída do amplificador para 1 W/m^2 de fluxo térmico sobre o transdutor, têm-se que o ganho vale 113,1 com uma tensão *offset* na saída de 0,65 mV.

3. TERMOELETRICIDADE

Em 1821, Thomas Seebeck percebeu que os fenômenos de condução térmica e condução elétrica, simultâneos e em um mesmo material, não são independentes. Antes disso, já era conhecido o fato de que a resistência elétrica de um condutor depende da temperatura do mesmo, mas a interdependência das grandezas elétricas e térmicas é mais complexa que isto.

A observação de Seebeck foi realizada a partir de uma montagem como a da figura 3.1, em que a junção entre dois metais diferentes é aquecida. Nesta situação, pode-se verificar a existência de uma força eletromotriz de origem termoeletrica entre as extremidades A e B dos fios. A este fenômeno dá-se o nome de efeito Seebeck.

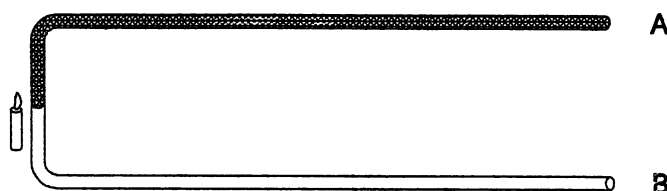


Fig. 3.1 - Junção aquecida produz tensão elétrica entre A e B

A força termoeletromotriz produzida depende principalmente dos materiais que constituem cada um dos fios, bem como da diferença de temperatura entre a junção e as extremidades A e B. Percebeu-se mais tarde que quando as extremidades A e B são mantidas à mesma temperatura (por exemplo, no interior de um bloco isotérmico), como na figura 3.2, a força termoeletromotriz gerada pode ser calculada pela expressão (3.1) (FRADEN (1997)).

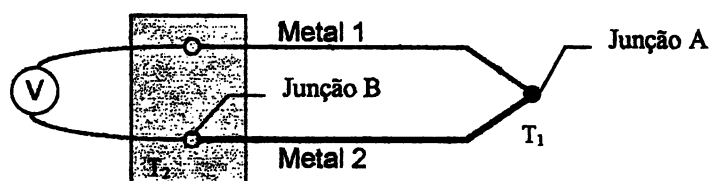


Fig. 3.2 - Representação de um termopar

$$dV_{AB} = \alpha_{AB} dT \quad (3.1)$$

onde: dV_{AB} é a diferença de potencial elétrico entre as junções A e B;

α_{AB} é o coeficiente Seebeck da junção (depende dos dois materiais);

dT é a diferença de temperatura entre as junções A e B.

A montagem da figura 3.2 é chamada de termopar e é muito utilizada para medições de temperatura (ou diferenças de temperatura), uma vez que se produz uma tensão elétrica aproximadamente proporcional à diferença de temperatura ($T_2 - T_1$).

Utilizando-se conceitos da termodinâmica, pode-se afirmar que o termopar, através do efeito Seebeck, é capaz de produzir e manter um movimento de elétrons (ou diferença de potencial elétrico) em um circuito, retirando a energia necessária para isso do fluxo térmico entre uma fonte quente e uma fonte fria.

Mas, os elétrons transportam simultaneamente carga elétrica e calor. Por este motivo os processos de condução elétrica e condução térmica não são independentes. CALLEN (1985, p. 317), LEE (1969, p. 230), REYNOLDS (1968, p. 410), ZEMANSKI (1978, p. 376) e ZIMAN (1960, p. 270), demonstram de maneiras semelhantes que uma diferença de potencial elétrico ΔV e uma diferença de temperatura ΔT em um condutor, produzem fluxos conjugados; por exemplo, o fluxo de elétrons I (corrente elétrica) e o fluxo de entropia J_S :¹

$$I = L_{11} \Delta V + L_{12} \Delta T \quad (3.2a)$$

$$J_S = L_{21} \Delta V + L_{22} \Delta T \quad (3.2b)$$

onde os coeficientes L são coeficientes de correlação.

As expressões (3.2) demonstram que uma diferença de temperatura entre dois pontos no interior de um condutor altera a corrente elétrica, enquanto a diferença de potencial

¹ Ziman (1960, p. 270) conjuga a densidade de corrente elétrica e o fluxo térmico.

elétrico no interior do condutor altera o fluxo de entropia. Pares de expressões semelhantes podem ser conjugados para o fluxo de calor e corrente elétrica, por exemplo, demonstrando que o campo elétrico no interior de um condutor altera a distribuição de calor no seu interior.

Em um termopar ocorrem vários efeitos simultâneos além do efeito Seebeck, entre eles o efeito Joule, efeito Fourier, efeito Thomson e efeito Peltier. Pode-se considerar o efeito Seebeck como sendo a adição dos efeitos Thomson e Peltier ao longo de todo o termopar (ver seção 4.1).

O **efeito Joule** é a dissipação de calor causada pela corrente elétrica em um condutor. Este efeito irreversível é microscopicamente explicado pela teoria da condução elétrica em metais, a qual leva em consideração a troca de energia que ocorre nas colisões entre os elétrons e a rede cristalina — ASHCROFT (1976). A potência térmica produzida pelo efeito Joule é calculada pela expressão $P = RI^2$, sendo R a resistência elétrica do fio e I a corrente elétrica que o atravessa.

O **efeito Fourier**, é justamente a condução de calor discutida na seção 1.2. Este fenômeno irreversível, é microscopicamente explicado, no caso dos metais, pela difusão de elétrons e fônons da região de maior temperatura para a região de menor temperatura.

O **efeito Thomson** ocorre em um fio uniforme, condutor térmico e elétrico, quando se mantêm suas extremidades a temperaturas diferentes e se faz passar uma corrente elétrica pelo fio. Nessas condições, pode-se observar, em cada trecho do fio, uma dissipação de potência térmica maior (ou menor) que RI^2 . A potência térmica extra (P_T), devida ao efeito Thomson, ao longo do fio, pode ser calculada por:

$$P_T = \int_{T_1}^{T_2} I \sigma dT \quad (3.3)$$

onde σ é o coeficiente Thomson do fio, o qual depende da temperatura. Se o coeficiente Thomson e a corrente elétrica não dependerem da temperatura, a expressão (3.3) se reduz a

$$P = I \sigma (T_2 - T_1). \quad (3.4)$$

Se em um fio, a corrente elétrica, fluindo contrária ao gradiente de temperatura, provoca absorção de calor pelo condutor, então σ é por convenção positivo. Pode-se concluir, também, que a inversão da corrente elétrica, nesse caso, produzirá uma dissipação de calor pelo fio.

O efeito Thomson pode ser explicado microscopicamente pela difusão de elétrons da região quente para a região fria. Na região quente, os elétrons possuem velocidades maiores que na região fria. Por esse motivo permanecem menos tempo na região quente. Quando chegam à região mais fria, perdem a energia cinética na forma de calor para a rede cristalina, e uma vez lentos, permanecem mais tempo e se acumulam na região fria.

Outro fator que contribui para o acúmulo de elétrons na região mais fria é o arrasto que os mesmos sofrem pelos fônons que também se deslocam da região mais quente para a mais fria.

O efeito Peltier ocorre em uma junção entre dois condutores. Sempre que se faz passar uma corrente elétrica I pela junção, observa-se a produção (ou absorção) de calor, porém a potência térmica medida é maior (ou menor) que RI^2 . O calor produzido além do calor Joule é chamado de calor Peltier. A potência térmica produzida pelo efeito Peltier é calculada por:

$$P_P = \Pi_{AB} \cdot I \quad (3.5)$$

onde Π_{AB} é o coeficiente Peltier de uma junção entre os condutores A e B . O coeficiente Π_{AB} é função da temperatura e é positivo quando uma corrente elétrica de A para

B provoca absorção de calor. Quando a corrente é invertida, o calor Peltier, em vez de ser absorvido, é dissipado, logo $\Pi_{AB} = -\Pi_{BA}$.

O efeito Peltier pode ser explicado microscopicamente pelo fato de que quando os elétrons passam de uma região de menor energia média para uma região de maior energia média, eles necessitam ganhar energia, esta energia é absorvida da rede cristalina, que por sua vez absorve calor do ambiente. De igual modo, quando os elétrons passam de uma região de maior energia média para outra de menor energia média, eles perdem energia para a rede cristalina que se aquece e perde calor para o ambiente.

Nas descrições acima, é a corrente elétrica que altera a distribuição do calor ao longo do sistema, porém a recíproca também é verdadeira, uma vez que um fluxo térmico no interior de um condutor altera a distribuição de carga e o potencial elétrico em cada ponto do condutor.

LEECH (1959) a partir de coeficientes de correlação como os das expressões (3.2), e da relação recíproca de Onsager ($L_{12} = L_{21}$), e utilizando a teoria cinética, demonstra que os valores dos coeficientes termoelétricos podem ser obtidos a partir de propriedades microscópicas. Os resultados podem ser vistos em (3.6) e (3.7).

$$\sigma = T \frac{\partial}{\partial T} \left\{ \frac{2}{3} \frac{C_{el}}{e} - \frac{\partial g}{\partial T} \right\} \quad (3.6)$$

$$\Pi = T \left(\frac{2}{3} \frac{C_{el}}{e} - \frac{\partial g}{\partial T} \right) \quad (3.7)$$

onde: C_{el} é o calor específico eletrônico por elétron

e é carga do elétron

g é o potencial químico por unidade de carga.

4. EFEITOS TERMOELÉTRICOS COMBINADOS

O objetivo desta seção é analisar o termopar formado na construção da termopilha do sensor, demonstrando as similaridades e diferenças que o mesmo apresenta em relação a um termopar convencional. Esta análise, permite uma melhor compreensão da correlação dos efeitos Thomson e Peltier que compõem o efeito Seebeck.

Na seção 2.2.1 descreve-se a construção do transdutor de fluxo térmico. A termopilha do sensor é fabricada, depositando-se uma capa de cobre sobre um fio de constantan para formar vários termopares ligados em série. Parte-se do princípio de que, se for depositado pouco ou nenhum cobre sobre o fio de constantan, a termopilha não funciona. De maneira semelhante, se for depositado muito cobre, de modo que, devido à baixa resistividade elétrica do cobre, a corrente elétrica atravesse quase totalmente pelo cobre, a termopilha funcionará como se cada um de seus termopares fosse um termopar convencional de cobre-constantan.

Nas situações intermediárias, a performance de cada um dos termopares tipo capa, dependerá da espessura do filme de cobre depositado (ou de sua área de seção reta), bem como da relação entre as resistividades dos dois materiais empregados na construção da termopilha.

O conhecimento daí resultante é essencial para o controle de qualidade na produção das termopilhas.

4.1 TERMOPAR CONVENCIONAL COBRE-CONSTANTAN (TIPO T)

Aplicando as expressões (3.3) e (3.5) a cada trecho do circuito da figura 4.1, pode-se obter a expressão (4.1) (VAN DER ZIEL (1957)). Logo, a f.t.e.m. gerada em um termopar (efeito Seebeck), cujos pontos A e C são mantidos à mesma temperatura, e o ponto B, a uma outra temperatura pode ser expressa por:

$$V_{12} = \Pi_{12}(T_a) - \Pi_{12}(T_b) + \int_{T_b}^{T_a} [\sigma_2(T) - \sigma_1(T)] dT \quad (4.1)$$

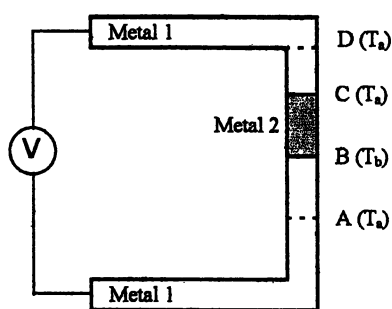


Fig. 4.1 - Representação de um termopar

onde: V_{12} é a f.t.e.m. medida entre os dois fios de metal 1;

$\Pi_{12}(T_b)$ é a d.d.p. gerada pelo efeito Peltier na junção que se encontra à temperatura T_b ;

$\Pi_{12}(T_a)$ é a d.d.p. gerada pelo efeito Peltier na junção que se encontra à temperatura T_a e

a integral representa a soma da d.d.p. gerada pelo efeito Thomson nos metais 1 e 2, respectivamente.

De acordo com a *International Critical Table (ICT)*, os coeficientes Thomson e Peltier para o cobre e o constantan podem ser calculados pelas expressões (4.2) a (4.4). A expressão (4.5) (FRADEN(1997)) expressa a dependência do coeficiente Seebeck do termopar tipo T com a temperatura.

$$\sigma_{\text{Cu}} = (-1,42 - 0,74 \cdot 10^{-2} T) \mu\text{V}/^\circ\text{C} \quad (4.2)$$

$$\sigma_{\text{Const}} = (20 + 2,554 \cdot 10^{-2} T - 10,05 \cdot 10^{-5} T^2) \mu\text{V}/^\circ\text{C} \quad (4.3)$$

$$\Pi_{\text{Cu-const}} = (-11.340 - 61,0T) \mu\text{V} \pm 1\% \quad (4.4)$$

$$\alpha_T = (40,94 + 5,7 \cdot 10^{-2} T) \cdot 10^{-6} \mu\text{V}/^\circ\text{C} \quad (4.5)$$

Estas expressões fornecem os seguintes valores na faixa de temperaturas próxima a 0°C :

$$\sigma_{\text{Cu}} = -1,42 \cdot 10^{-6} \text{ V}/^\circ\text{C} \quad \sigma_{\text{Const}} = 20 \cdot 10^{-6} \text{ V}/^\circ\text{C} \quad \pi_{\text{Const-Cu}} (0^\circ\text{C}) = -11340 \cdot 10^{-6} \text{ V.}$$

Quando se varia a temperatura para 1°C , o coeficiente Thomson permanece praticamente constante; já o coeficiente Peltier assume o valor $\pi_{\text{Const-Cu}} (1^\circ\text{C}) = -11401 \cdot 10^{-6} \text{ V}$.

Assim pode-se representar um termopar cobre-constantan (tipo T), cujas junções se encontram a 0°C e 1°C , respectivamente, pela figura 4.3, onde $T_a = T_c = T_d = 0^\circ\text{C}$ e $T_b = 1^\circ\text{C}$. Note-se que as f.e.m. nos pontos B e C são devidas ao efeito Peltier e as f.e.m. nos trechos AB e BC são devidas ao efeito Thomson.

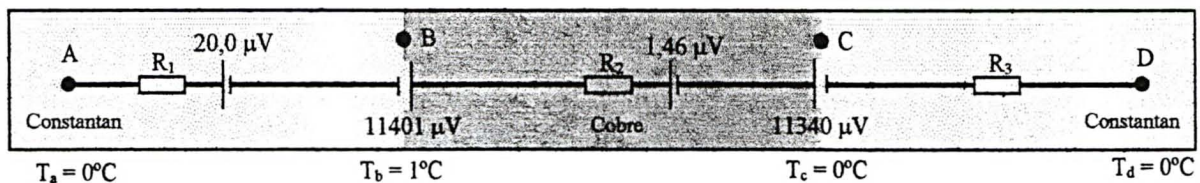


Fig. 4.2 - Representação detalhada de um termopar tipo T

O valor de R_1 , R_2 e R_3 , em geral, não se mostram relevantes para os termopares convencionais, uma vez que a tensão termoelétrica é medida utilizando-se voltímetros ou amplificadores de alta impedância de entrada.

Somando-se todos os valores de f.e.m. térmicas produzidas entre os pontos A e D, obtém-se o valor $V_{AB} = 39,54 \mu\text{V}$, muito próximo do valor de $40,9 \mu\text{V}$ obtido pela expressão (4.5).

Pode-se observar como varia o potencial elétrico ao longo do termopar da figura 4.3 no gráfico da figura 4.4. Para simplificar o esquema, imagina-se que o efeito Thomson é linear e despreza-se a resistência elétrica ao longo do termopar.

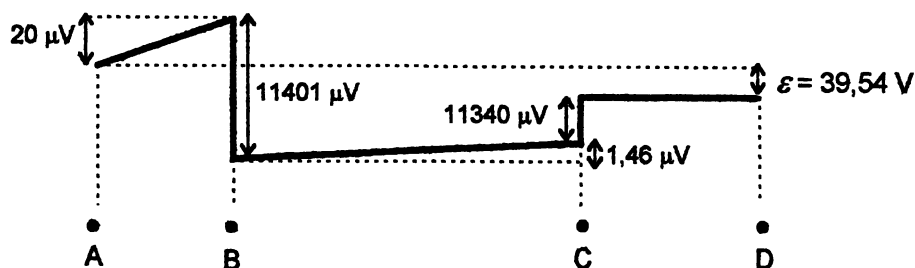


Fig. 4.3 - Potencial elétrico ao longo do termopar

Os elétrons deslocam-se do ponto A até o ponto D através da carga ou voltímetro que se conecta às extremidades do termopar (essa carga ou voltímetro não está representada no desenho).

Em um condutor metálico à temperatura ambiente, MANDL (1975) afirma que grande parte da população eletrônica possui energia menor ou igual à energia de Fermi. Estes elétrons receberam, através das colisões com a rede cristalina, energia térmica para se deslocar no interior do metal em todas as direções como as moléculas de um gás. Mas, nas proximidades à direita do ponto B, somente os elétrons mais energéticos que se deslocam da direita para a esquerda conseguirão superar a barreira de potencial em B. De B para A o elétron tem a facilidade de se deslocar da região de maior potencial para a de menor potencial e ao chegar a A está pronto para percorrer novamente a carga ou voltímetro e reiniciar o trajeto.

4.2 TERMOPAR COBRE-CONSTANTAN TIPO “CAPA”

Pode-se construir um termopar de cobre-constantan como o da seção anterior, depositando eletroquimicamente uma camada ou capa de cobre sobre uma região de um fio de constantan. O termopar assim obtido é semelhante à figura 4.4.

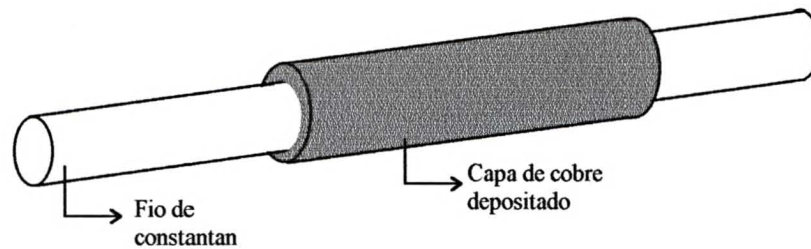


Fig. 4.4 - Termopar tipo “capa”

Decidiu-se elaborar um modelo para analisar o desempenho e comportamento do mesmo em comparação com o termopar convencional. O modelo permite, ainda, determinar como os materiais utilizados e as espessuras (ou áreas de seção reta), tanto do fio quanto da capa depositada, influenciam a sensibilidade do termopar (e, conseqüentemente, de uma termopilha construída de maneira similar). Este conhecimento é essencial, por exemplo, no controle de qualidade na produção das termopilhas.

Para simplificar, pode-se representar o termopar da figura 4.5 como uma barra de constantan com uma camada de cobre depositada sobre uma de suas faces, como na figura 4.5. Os pontos A, C e D encontram-se à temperatura de 0°C e o ponto B é mantido a 1°C .

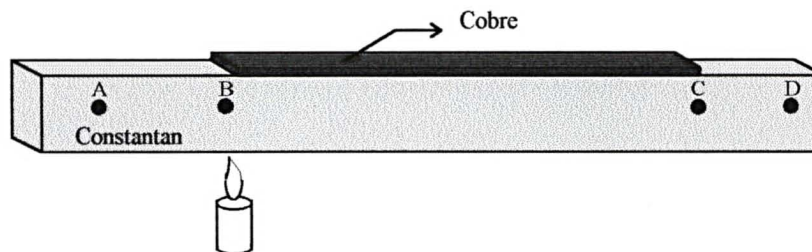


Fig. 4.5 - Simplificação geométrica do termopar tipo “capa”

O efeito Thomson, tanto no cobre como no constantan, ocorre da mesma maneira que no caso do termopar convencional da seção 4.1. Porém, a interface entre o cobre e o

constantan ocupa uma grande região. Em cada ponto dessa interface existe uma temperatura diferente e, portanto, uma d.d.p. Peltier diferente.

Entre dois pontos vizinhos da camada de cobre existe uma d.d.p. Thomson, bem como entre dois pontos vizinhos do constantan. Entre um ponto no cobre e um ponto no constantan, vizinho do primeiro, existe uma d.d.p. Peltier. Pode-se, então, representar eletricamente o sistema da figura 4.5 por um circuito como o da figura 4.6, onde cada malha representa um segmento infinitesimal da barra na região em que há filme de cobre depositado. Na representação da figura 4.6, dividiu-se a região de contato cobre-constantan em n segmentos e supõe-se que a diferença de temperatura entre cada segmento e seus adjacentes seja muito pequena (isto é verdadeiro para grandes valores de n).

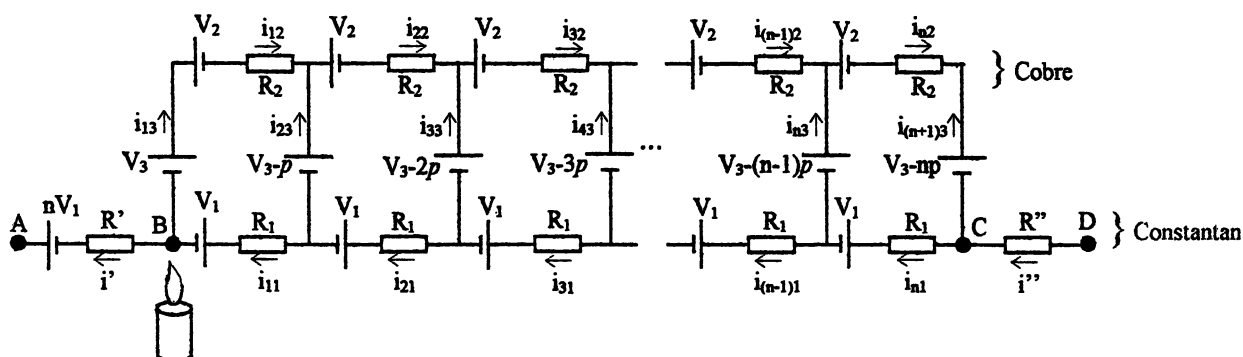


Fig. 4.6 - Representação elétrica equivalente do termopar tipo "capa"

Na figura 4.6, V_1 representa a d.d.p. Thomson gerada entre dois pontos vizinhos do fio de constantan na região em que há cobre depositado, V_2 representa a d.d.p. Thomson gerada entre dois pontos vizinhos do filme de cobre depositado e V_3 , V_{3-p} , ... representam a d.d.p. Peltier, gerada entre dois pontos vizinhos (um no constantan e o outro no cobre) da interface cobre-constantan. A d.d.p. nV_1 que se encontra entre os pontos A e B é devida ao efeito Thomson na extremidade esquerda do fio de constantan onde não há depósito de cobre.

De modo semelhante, R_1 representa a resistência elétrica entre dois pontos vizinhos do fio de constantan na região do depósito de cobre, R_2 representa a resistência

elétrica entre dois pontos vizinhos no filme de cobre, e R' e R'' representam a resistência elétrica das extremidades do fio de constantan onde não há depósito de cobre. As resistências R' e R'' podem ser ignoradas, uma vez que as extremidades do fio de constantan são conectadas a voltmímetro de alta impedância.

Aplicando a 1ª lei de Kirchhoff aos nós do circuito, pode-se mostrar (ver apêndice B) que a corrente que atravessa R_1 e R_2 , em uma mesma malha, são iguais.

A d.d.p. entre os pontos A e D é dada por:

$$V_{AD} = -nV_1 + R_1 \sum_{j=1}^n i_j + nV_1 = +R_1 \sum_{j=1}^n i_j \quad (4.5)$$

Aplicando-se a 2ª lei de Kirchhoff à malha externa, obtém-se

$$n(V_1 + V_2 - p) + (R_1 + R_2) \sum_{j=1}^n i_j = 0$$

$$\text{ou} \quad \sum_{j=1}^n i_j = -\frac{n(V_1 + V_2 - p)}{(R_1 + R_2)} \quad (4.6)$$

substituindo (4.6) em (4.5), obtém-se para V_{AD} :

$$V_{AD} = -R_1 \frac{n(V_1 + V_2 - p)}{R_1 + R_2} \quad (4.7)$$

Note-se que nV_1 é a d.d.p. Thomson produzida pelo fio de constantan em toda a extensão da região em que há cobre depositado sobre o fio de constantan. De maneira semelhante, nV_2 corresponde à d.d.p. Thomson produzida em todo filme de cobre e np corresponde à d.d.p. Peltier gerada em toda a região de interface. Logo, $-n(V_1 + V_2 - p)$ é exatamente a f.e.m. térmica produzida por um termopar cobre-constantan convencional a qual vale $40,0 \mu\text{V}$ (a 0°C). Chamando-se esta f.e.m. de ε , pode-se escrever

$$V_{AD} = R_1 \frac{\varepsilon}{R_1 + R_2} \quad (4.8)$$

Ora, os valores das resistências R_1 e R_2 podem ser calculadas pela expressão:

$$R = \frac{\rho \cdot l}{S} \quad (4.9)$$

onde: ρ é a resistividade elétrica (ρ_1 é do constantan e ρ_2 é do cobre)

l é o comprimento do fio ou do filme ($l_1 = l_2$)

S é a área de seção reta (S_1 é do constantan e S_2 é do cobre)

Dividindo-se R_2 por R_1 , e lembrando que $l_1 = l_2$, obtém-se a razão:

$$\frac{R_2}{R_1} = \frac{\rho_2 S_1}{\rho_1 S_2} \quad (4.10)$$

Assim, pode-se dividir o numerador e o denominador de (4.8) por R_1 e obter:

$$V_{AD} = \frac{\varepsilon}{1 + \frac{\rho_2 S_1}{\rho_1 S_2}} \quad (4.11)$$

Definindo as seguintes razões:

$$V' = \frac{V_{AD}}{\varepsilon}, \quad S' = \frac{S_2}{S_1} \quad \text{e} \quad \rho' = \frac{\rho_2}{\rho_1} \quad (4.12)$$

pode-se a partir de (4.11) obter

$$V' = \frac{S'}{\rho' + S'} \quad (4.13)$$

A expressão (4.13) nos fornece o valor de V' , que é a razão entre a f.e.m. produzida pelo termopar tipo capa e a f.e.m. produzida pelo termopar convencional. Este valor é função da razão entre as resistividades dos dois materiais e de suas áreas de seção reta.

HERIN e THÉRY (1992) partiram de hipóteses semelhantes e chegaram ao mesmo resultado final deste modelo.

Pode-se obter a expressão (4.13), considerando-se o termopar tipo capa como um termopar convencional, mas com resistência interna igual à do filme de cobre (nR_2) em paralelo com a resistência do trecho do fio de constantan interno ao filme de cobre (nR_1), e considerando-se que as duas regiões limitrofes do filme de cobre comportam-se como as junções do termopar convencional.

A figura 4.7 equivale ao circuito da figura 4.6 representado somente com uma malha, e onde as três f.e.m. (Peltier, Thomson do cobre e Thomson do constantan) são agrupadas em ε (f.e.m. de um termopar convencional).

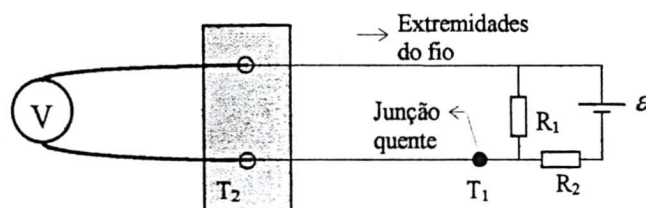


Fig. 4.7 - Circuito equivalente simplificado

A figura 4.8 mostra como a região do fio de constantan interna ao filme de cobre oferece um caminho alternativo para a corrente elétrica, agindo como a resistência R_1 da figura 4.7.

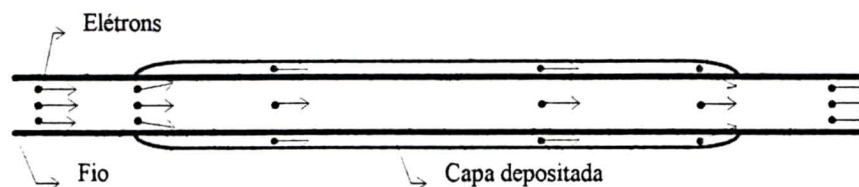


Fig. 4.8 - Caminho alternativo para a corrente elétrica

A concordância da expressão (4.13) com os resultados experimentais é discutida na seção 4.4.

4.3 MONTAGEM EXPERIMENTAL PARA COMPROVAÇÃO DO MODELO

A fim de comprovar o modelo da seção 4.2 e a expressão (4.13), concebeu-se uma montagem experimental para se comparar a força termoeletromotriz de um termopar convencional com a força termoeletromotriz de um termopar tipo capa. Esta montagem necessita somente de dois blocos de fixação para os termopares, um amplificador de instrumentação com chave comutadora na entrada e um voltímetro digital comum, além dos termopares.

Foram construídos cinco termopares, sendo um deles convencional, de cobre-constantan e os quatro restantes do tipo capa obtidos através da deposição eletroquímica de cobre sobre um fio de constantan de espessura $0,192 \pm 0,002$ mm. A deposição foi realizada em condições semelhantes às usadas na construção do transdutor. Cada um dos termopares tipo capa foi construído com uma espessura de cobre diferente (entre 0,007 mm e 0,082 mm), de modo a analisar a influência da espessura (ou área de seção reta) do depósito de cobre na força termoeletromotriz do termopar.

Fixaram-se nos dois blocos de alumínio, um termopar convencional e um termopar tipo capa. Ambos foram colocados lado a lado, sendo suas junções presas aos blocos através de uma tampa parafusada. A região de contato entre os termopares e os blocos foi isolada eletricamente para não curto-circuitar as junções. Tomou-se o cuidado de assegurar um bom contato térmico entre os blocos e as junções.

Um dos blocos foi aquecido com o auxílio de uma resistência de ferro de solda introduzida no interior de um furo. Controlando-se a tensão aplicada sobre esta resistência pôde-se controlar a temperatura deste bloco. Pode-se ver um esquema da montagem na figura 4.9.

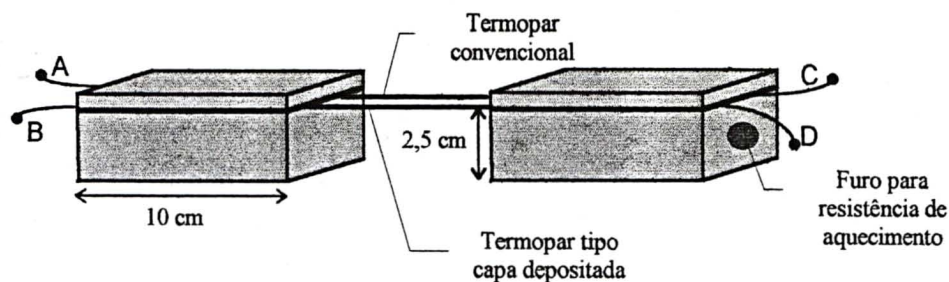


Fig. 4.9 - Esquema da montagem experimental para verificação do modelo

O trecho dos fios que se encontra entre os dois blocos é a parte de cobre (ou filme de cobre). As extremidades A e B foram curto-circuitadas e conectadas a uma das entradas do amplificador. As extremidades C e D foram conectadas à chave comutadora que seleciona qual dos termopares será conectado à outra entrada do amplificador.

Uma vez estabelecida uma diferença de temperatura entre os dois blocos, mediu-se a tensão gerada nas extremidades do termopar convencional e do termopar tipo capa. Estas leituras foram realizadas usando-se um amplificador semelhante ao da seção 2.2.2. Para evitar discrepâncias na leitura, foi utilizado o mesmo amplificador para as duas leituras, sendo seu ganho de 1168 ± 1 vezes.

Os dois termopares foram conectados à entrada do amplificador através de uma chave comutadora. Assim, uma vez realizada a leitura de um termopar, imediatamente, mudava-se a chave e fazia-se, quase simultaneamente, a leitura do outro termopar. Desta maneira, não foi necessário esperar o sistema entrar em equilíbrio térmico para realizar as leituras, já que ambas correspondiam à mesma diferença de temperatura. Os resultados desta medida encontram-se na seção 4.4.

4.4 RESULTADOS E DISCUSSÃO DO MODELO

Pode-se observar os resultados da medida de comparação entre o termopar convencional e os termopares tipo capa nos gráficos da figura 4.10. Estas medidas foram realizadas conforme o procedimento descrito na seção 4.3. À medida que um dos blocos de alumínio era aquecido anotavam-se as leituras em tensão de ambos os termopares. A diferença de temperatura entre as junções dos termopares foi estimada a partir das medidas da força eletromotriz do termopar convencional. Os valores obtidos encontram-se na tabela 4.1 sob o título de V' (valor medido da razão entre forças termoeletromotrizas — $V_{\text{capa}}/V_{\text{normal}}$).

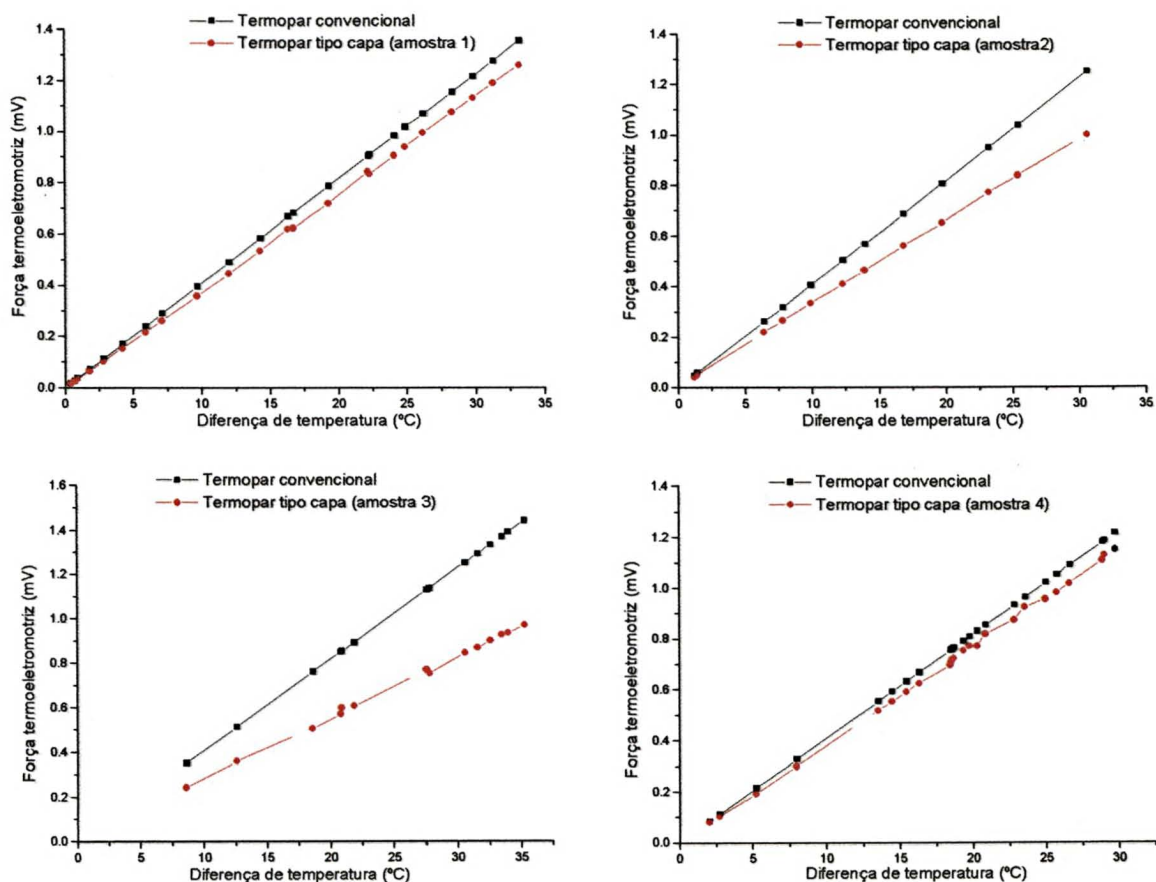


Fig. 4.10 - Resultados da comparação entre termopares

Mediu-se a resistência elétrica de uma amostra do fio de constantan e encontrou-se para a resistividade do mesmo, o valor de $\rho_{\text{Con}} = (51,6 \pm 1,7) \cdot 10^{-8} \Omega \cdot \text{m}$.

Já a espessura do fio de constantan utilizado apresenta variações sensíveis de amostra para amostra, sendo, por este motivo, medida para cada amostra, e em diversos pontos. Todas as medidas de espessura de fio foram feitas utilizando-se um micrômetro de resolução 0,001 mm. Os valores das grandezas medidas para cada amostra de termopar tipo capa encontram-se na tabela 4.1, e pode-se observar no gráfico da figura 4.11, os resultados das medidas e o resultado esperado da razão entre as tensões em função da razão entre as áreas de secção reta a partir do modelo para o termopar tipo capa descrito na seção 4.2.

	Termopar 1	Termopar 2	Termopar 3	Termopar 4
Raio do fio (10^{-6} m)	$95,0 \pm 1,1$	$97,3 \pm 1,0$	$96,0 \pm 0,86$	$97,0 \pm 0,9$
Raio fio + Cu (10^{-6} m)	$129,0 \pm 1,2$	$108,0 \pm 0,90$	$102,6 \pm 0,90$	$179,0 \pm 2,5$
Área do fio (10^{-9} m ²)	$28,35 \pm 0,70$	$29,71 \pm 0,58$	$28,95 \pm 0,52$	$29,56 \pm 0,5$
Área fio + Cu (10^{-9} m ²)	$52,28 \pm 0,97$	$36,64 \pm 0,61$	$33,07 \pm 0,58$	$100,66 \pm 2,8$
Área de Cu (10^{-9} m ²)	$23,93 \pm 1,2$	$6,93 \pm 0,80$	$4,12 \pm 0,80$	$71,10 \pm 2,9$
S' (S_{Cu}/S_{Com})	$0,84 \pm 0,05$	$0,23 \pm 0,029$	$0,14 \pm 0,027$	$2,41 \pm 0,11$
V' (valor medido da razão V_C/V_N .)	$0,937 \pm 0,022$	$0,837 \pm 0,077$	$0,678 \pm 0,022$	$0,958 \pm 0,016$

Tabela 4.1 - Medidas elétricas e geométricas dos termopares tipo "capa"

A linha superior representa a expressão (4.13) utilizando o valor tabelado³ (ICT) de resistividade para o cobre $\rho_{Cu} = 1,69.10^{-8} \Omega.m$. Assim, obtém-se para $\rho' = \rho_{Cu}/\rho_{Com} = 0,0328 \pm 0,0011$. A linha inferior foi obtida pelo método dos mínimos quadrados⁴ (VUOLO (1996)) e representa a expressão (4.13) para um valor de resistividade equivalente do cobre de $\rho_{Cu} = (3,0 \pm 0,33).10^{-8} \Omega.m$. O fator de correlação da curva obtida por χ^2 com os pontos experimentais é $r = 0,97$.

³ Tabelas diferentes apresentam variação de até 10% para a resistividade do cobre.

⁴ Cálculo realizado pelo software Origin 3.0.

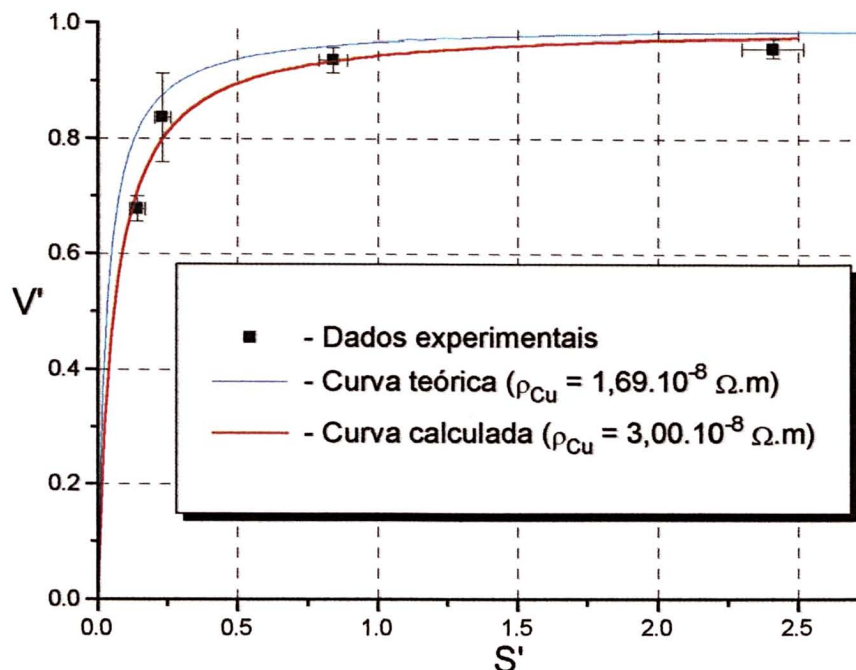


Fig. 4.11 - Medidas x curvas teóricas

O erro de 78% acima do valor tabelado pode ser explicado pelos seguintes fatores:

1. A área de cobre medida a partir de medidas do diâmetro do fio com cobre depositado não leva em conta falhas na uniformidade física do depósito. Algumas destas falhas podem ser observadas nas micrografias das figuras 4.12 e 4.13, obtidas, em um microscópio eletrônico de varredura, a partir de uma das amostras utilizadas nas medidas. É importante frisar que a fissura encontrada é um fato isolado tendo sido a única encontrada na amostra.⁵

2. Filmes finos (com espessura até 1 μm) apresentam alguns efeitos que causam um aumento na resistividade. Pode-se citar o espalhamento de elétrons nas fronteiras dos grãos (OHRING (1992)) e a resistividade devido à perturbação produzida pela superfície no deslocamento dos elétrons (WAGENDRISTEL (1994)). Porém, como a menor espessura do

⁵ Este problema pode ser minimizado através de uma eletrodeposição mais lenta e cuidadosa sobre o fio de constantan.

filme de cobre obtida nos termopares tipo “capa” é de 6 μm , estes dois efeitos juntos não afetam a resistividade em mais que 1%.

3. O valor da área de seção reta foi calculado a partir do diâmetro do fio. Mas, o depósito é irregular apresentando rugosidade acentuada, como se pode observar nas micrografias. Este fato, é a principal causa da redução na área efetiva de cobre, conforme discutido na seção 4.5. Este efeito é especialmente sensível para os menores valores da área de seção reta.

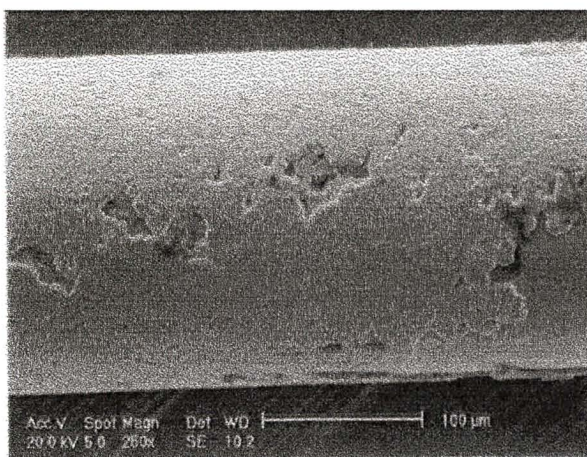


Fig. 4.12a - Região limítrofe da capa depositada sobre o fio (junção)

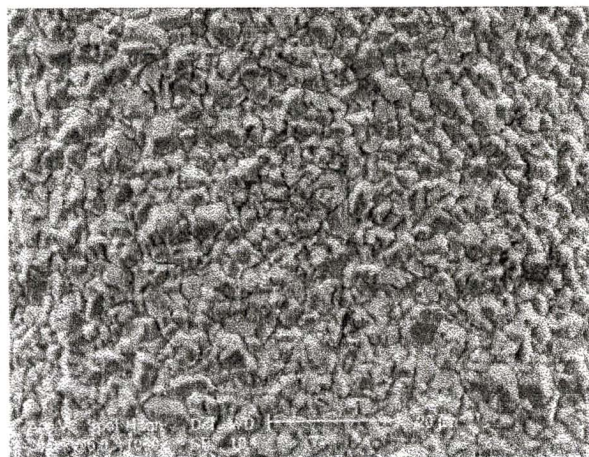


Fig. 4.12b - Região de depósito uniforme da capa

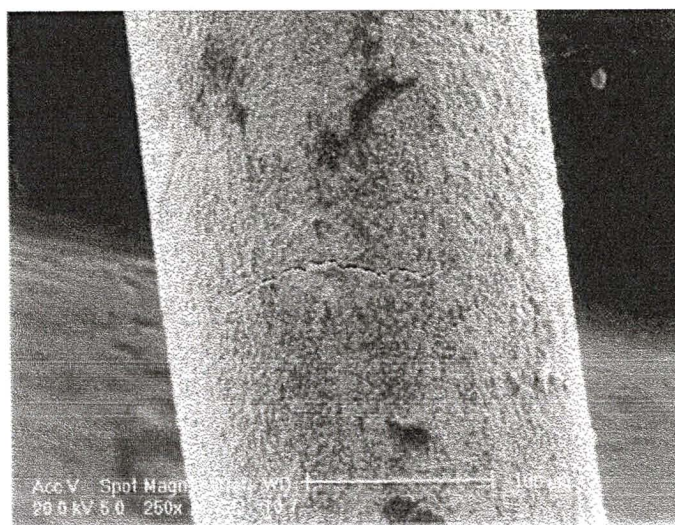


Fig. 4.13 - Fissura no depósito de cobre

4.5 EFEITOS DA RUGOSIDADE

O objetivo desta seção é discutir a influência que a rugosidade superficial de um condutor tem sobre sua resistência elétrica. Este efeito é muito mais perceptível em filmes finos.

Um condutor elétrico em forma de paralelepípedo, como o da figura 4.14a tem sua resistência calculada pela lei de Ohm:

$$R = \frac{\rho \cdot l}{d \cdot h} \quad (4.16)$$

onde R é a resistência elétrica e ρ é a resistividade elétrica.

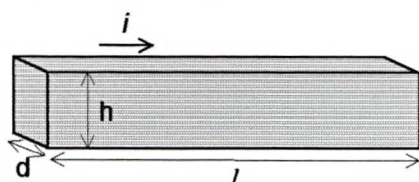


Fig. 4.14a - Condutor uniforme

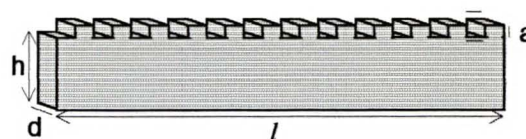


Fig. 4.14b - Condutor com rugosidade

Mas, o cálculo da resistência elétrica do condutor da figura 4.14b não apresenta solução tão trivial. Pode-se imaginar, por exemplo, que a área de seção reta efetiva é a média aritmética da área de seção reta ao longo do condutor, porém esta aproximação é grosseira, uma vez que a densidade de corrente não é uniforme no interior do condutor da figura 4.14b. Pode-se observar a distribuição das linhas de corrente elétrica no interior de um condutor com rugosidade na figura 4.15. Esta figura foi obtida a partir de simulação numérica.

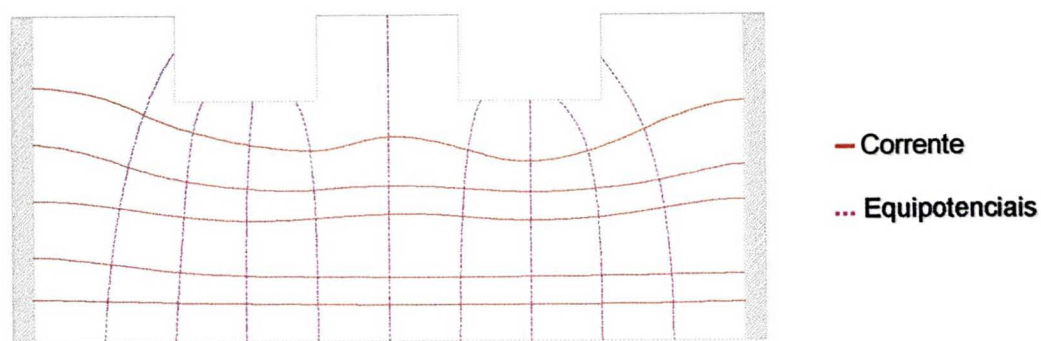


Fig. 4.15 - Linhas de corrente elétrica e equipotenciais distorcidas pela rugosidade

Se o condutor da figura 4.14b tivesse dimensões muito pequenas — da ordem de 1 mm — e sua altura fosse medida por um micrômetro, a altura lida seria $h' = h + a$, e sua resistência poderia ser calculada, a partir de grandezas geométricas, através da expressão:

$$R_G = \frac{\rho \cdot l}{h + a} \quad (4.17)$$

Realizou-se, através do *software* TAS⁶, simulação numérica da densidade de corrente elétrica no interior de um condutor como o da figura 4.14b. A simulação foi feita para uma geometria semelhante à da figura 4.15 com três cristas e dois vales. Considerou-se ρ e d unitários e $I = 10$ (unidades arbitrárias). Na tabela 4.2, pode-se observar os resultados da resistência para 5 valores de h e a , por medida geométrica (eq. (4.17)), e por simulação. As unidades de resistência também são arbitrárias. Definiu-se o coeficiente de rugosidade como sendo $r = a/h$. Este valor aparece na 2ª coluna da tabela 4.2.

Parâmetros	r	R_G	R_{Sim}	e
$h = 4,0$ e $a = 0,0$	0,000	2,50	2,50	0 %
$h = 3,8$ e $a = 0,4$	0,105	2,38	2,53	6 %
$h = 3,6$ e $a = 0,8$	0,222	2,27	2,59	14 %
$h = 3,4$ e $a = 1,2$	0,353	2,17	2,71	25 %
$h = 3,2$ e $a = 1,6$	0,500	2,08	2,82	36 %

Tabela 4.2 - Cálculo de resistência em presença de rugosidade

Adotando o valor R_{Sim} obtido através da simulação como o mais correto, pode-se estimar o erro cometido no cálculo da resistência elétrica R_G partindo de medidas geométricas através da expressão (4.17). Este valor $e = (R_{Sim} - R_G)/R_G$ é o que se encontra na 5ª coluna da tabela 4.2.

⁶ Tube And Slice program. *Software* que acompanha a publicação HAMMOND, P.; SYKULSKI, J.K. *Engineering Electromagnetism*. London : Oxford University, 1995.

Considerando que os cristais de cobre desenvolvem-se formando tetraedros, cujos perfis são triangulares, torna-se conveniente analisar como se comporta a resistência para este tipo de perfil de rugosidade.

Considerando a largura d unitária, ela não afeta o cálculo, portanto podemos considerar somente o perfil do condutor, como na figura 4.16.

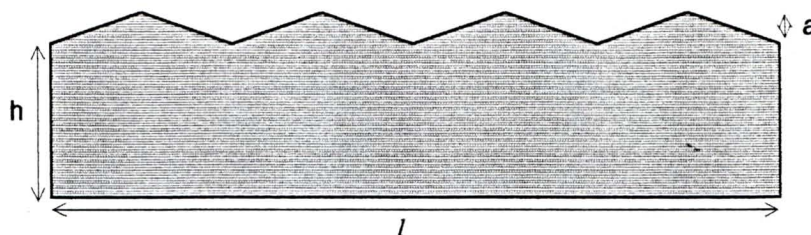


Fig. 4.16 - Condutor com perfil de rugosidade triangular

Para esta simulação, adotou-se ρ e d unitários, $l = 8$ e $h = 4$ (unidades arbitrárias).

O resultado encontra-se na tabela 4.3.

a	r	R_G	R_{Sim}	e
0,0	0,000	2,00	2,00	0 %
0,5	0,125	1,78	1,91	7 %
1,5	0,375	1,45	1,87	29 %

Tabela 4.3 - Resultados do cálculo de resistência em presença de rugosidade triangular

Os valores da simulação para o perfil de rugosidade triangular indicam erros da mesma ordem de grandeza que para o perfil retangular. Porém, é importante ressaltar que, para simplificar a geometria, foi simulada uma situação bidimensional. Já no caso real, a rugosidade no depósito de cobre é tridimensional, possibilitando a formação de mais espaços vazios. Dessa maneira, cresce o erro no cálculo da resistência.

Outro fator importante é que a capa depositada tem a forma cilíndrica. Nesta situação, a área de seção reta é mais sensível a irregularidades na superfície que no caso de um filme plano.

Para o termopar número 3 da tabela 4.1, a espessura do depósito é de 6,6 μm , e na micrografia 4.13b, pode-se observar grãos de 2 ou 3 μm de tamanho. A partir desses dados, é razoável supor um erro no cálculo da resistência da ordem de 40% para o caso bidimensional. Para o caso tridimensional pode-se supor erros da ordem de 60%. Este valor justifica em grande parte a discrepância observada na seção 4.4.

5. CALIBRAÇÃO

5.1 CALIBRAÇÃO

De acordo com o INMETRO (Portaria nº 29, de 10 de março de 1995, do Ministério da Indústria, do Comércio e do Turismo), o termo **calibração** é o “conjunto de operações que estabelece, sob condições especificadas, a relação entre os valores indicados por um instrumento de medição ou sistema de medição ou valores representados por uma medida materializada ou um material de referência, e os valores correspondentes das grandezas estabelecidos por padrões”.

Em outras palavras, a calibração consiste em utilizar o sensor para medir o valor de um padrão da grandeza em questão, e comparar o valor da leitura com o valor pré-determinado do padrão. Este procedimento é repetido para vários valores padronizados.

Sabe-se que o valor da potência térmica P dissipada, por efeito Joule, em um resistor de resistência R bem conhecida, pode ser determinado, a partir do valor da tensão V aplicada sobre este resistor ou do valor da corrente i que o atravessa, pela expressão:

$$P = R \cdot i^2 = \frac{U^2}{R} \quad (5.1)$$

que é válida para valores constantes de resistência.

Dessa maneira, pode-se realizar a calibração do sensor utilizando padrões elétricos de resistência e tensão (ou corrente elétrica) que produzem uma potência térmica através de uma superfície de valor bem determinado.

Como padrão de resistência elétrica foi utilizado um resistor de $R = 31 \Omega$ com capacidade de dissipar até 10 W. Na faixa de potência e temperatura em que o mesmo foi utilizado, a variação de sua resistência nunca excedeu 0,5%.

Este resistor foi inserido no dissipador (ver figura 5.1) que apresenta formato circular e diâmetro $(8,1 \pm 0,06)$ cm. O valor calculado da área do dissipador é de $S = (51,5 \pm 0,8) \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$ aproximadamente. Como o fluxo térmico é definido pela razão entre a potência térmica dissipada P e a superfície através da qual ela flui S , pode-se afirmar que

$$\Phi = \frac{P}{S}. \quad (5.2)$$

Desse modo, enquanto o resistor estiver dissipando 1 W na forma de calor, o fluxo térmico pela superfície do dissipador será de 194 W/m^2 aproximadamente.

Substituindo os valores de R e S nas expressões (5.1) e (5.2), obtém-se a expressão (5.3) que relaciona o valor do fluxo térmico — que vai servir como padrão de calibração — com a tensão ou corrente elétrica fornecidas ao resistor.

$$\Phi = 6019 \cdot i^2 = 6,264 \cdot U^2 \quad (\text{unidades SI}) \quad (5.3)$$

Toda a discussão e resultados apresentados nesta seção são válidos somente se toda a potência térmica dissipada pelo resistor atravessar o sensor. A fim de assegurar esta condição foi construído o sistema de calibração. Este sistema é composto por uma câmara de compensação e pelo servo-controle eletrônico.

5.2 CÂMARA DE COMPENSAÇÃO

Um esquema da câmara de compensação pode ser observado na figura 5.1. A face inferior do dissipador é isolada termicamente por espuma e isopor, a fim de que, praticamente, todo o calor produzido pelo resistor que se encontra no interior do dissipador, seja dissipada para cima através do sensor.

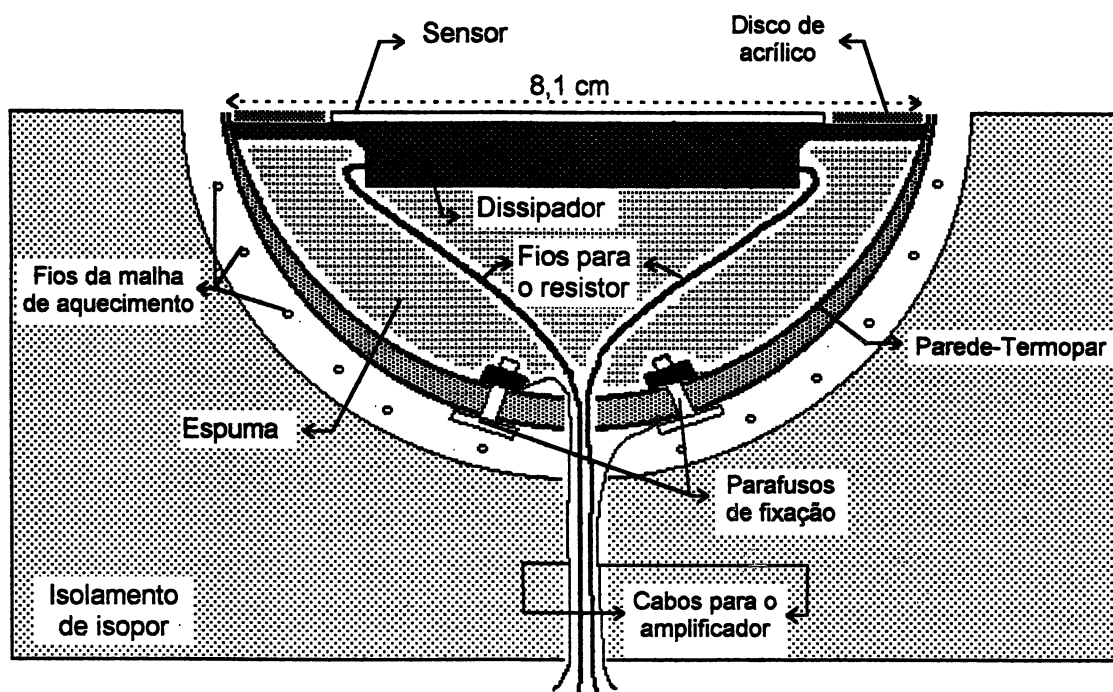


Fig. 5.1 - Câmara de compensação

A **parede-termopar** — constituída de bismuto justaposto entre duas folhas de cobre — gera uma tensão sempre que há fluxo térmico devido à diferença de temperatura entre suas faces. Esta tensão é amplificada pelo servo-controle. As extremidades dos cabos que conduzem o sinal ao amplificador são fixadas às folhas de cobre por **parafusos de náilon** que também dão maior resistência mecânica à parede-termopar.

Após amplificação, o sinal da parede-termopar controla a tensão que alimenta a **malha de aquecimento** que está em contato com a superfície externa da parede-termopar¹.

¹ O processo é explicado na seção 5.3.

dissipador uma fina camada de óleo para assegurar um bom contato térmico.

Um último cuidado que deve ser tomado é cobrir a câmara de compensação durante as medidas de modo a evitar correntes de ar, uma vez que o sensor fica exposto.

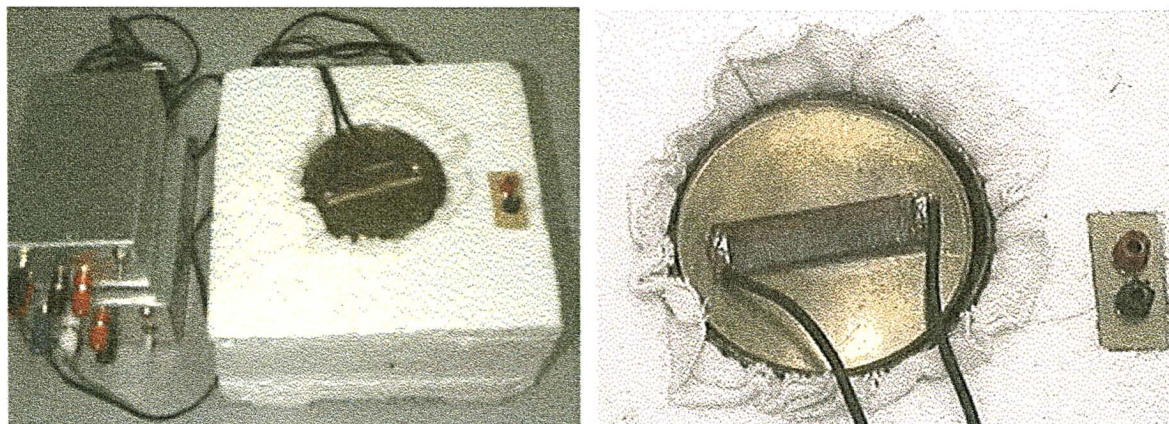


Fig. 5.2 - Sistema de calibração e câmara de compensação

5.3 SERVO-CONTROLE

A função do servo-controle é amplificar o sinal da parede-termopar e utilizá-lo para controlar a potência térmica dissipada pela malha de aquecimento. Quando há sinal na parede-termopar indicando um fluxo térmico dirigido para fora, o servo-controle alimenta a malha de aquecimento para que esta aqueça a superfície externa da parede-termopar a fim de reduzir, anular ou inverter o fluxo térmico.

A situação ideal, para que a medida de calibração seja isenta de erros, ocorre quando o fluxo através da parede-termopar é nulo. A maneira mais eficiente de se obter esta

A situação ideal, para que a medida de calibração seja isenta de erros, ocorre quando o fluxo através da parede-termopar é nulo. A maneira mais eficiente de se obter esta situação, é aquecer a superfície externa da parede termopar, quando há fluxo de dentro para fora, e resfriá-la quando há fluxo de fora para dentro.

Porém, o equipamento desenvolvido realiza somente o aquecimento para equilibrar o fluxo dirigido para fora. Quando o fluxo é dirigido para dentro, o sistema permanece inativo até que o fluxo se inverta. Por este motivo, ajustou-se o *offset* do segundo estágio do amplificador do servo-controle para que o servo-controle estabilize um valor de fluxo térmico, dirigido para dentro, diferente de zero. Assim, variações térmicas do ambiente e ruído do equipamento terão menor influência sobre a estabilidade da medida e serão equilibrados em menor tempo.

Obviamente este procedimento introduz um erro nas medidas de calibração, mas é um erro do tipo sistemático que pode ser calculado e subtraído matematicamente antes de se obter o resultado final da medida.

Na figura 5.3 pode-se observar o esquema elétrico do servo-controle.

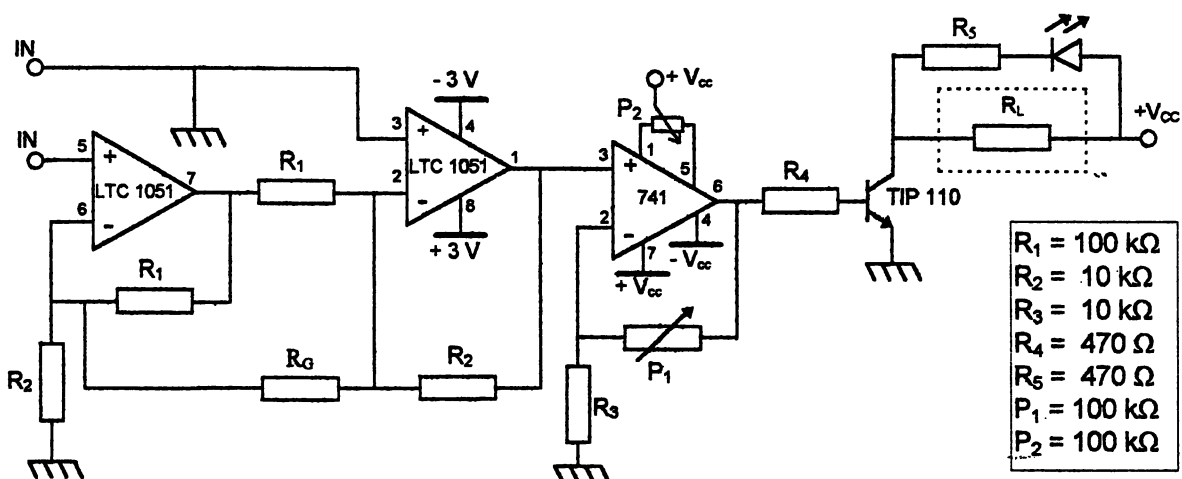


Fig. 5.3 - Esquema do servo-controle

A resistência R_L (aproximadamente 20Ω) é a resistência da malha de aquecimento da câmara de compensação. E o *led* conectado em paralelo com R_L acende indicando quando há tensão aplicada à malha.

Lista de componentes do servo-controle

1 amplificador operacional LTC 1051	2 resistor de $470 \Omega / \frac{1}{4} W / 1\%$ de precisão
1 amplificador operacional μA 741	2 trimpot de $100 k\Omega$
1 transistor npn TIP 110	1 <i>led</i>
2 resistores de $100 k\Omega / \frac{1}{4} W / 1\%$ de precisão	4 baterias 1,5 V tamanho AA
3 resistor de $10 k\Omega / \frac{1}{4} W / 1\%$ de precisão	1 fonte simétrica regulada $\pm 12 V$

5.4 RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO E DISCUSSÃO

Podem-se observar os resultados de duas medidas de calibração na figura 5.4. Cada uma destas medidas foi realizada durante um noite inteira. A potência térmica fornecida em ambos os casos foi a mesma. A medida representada pela linha superior foi realizada com o servo-controle do sistema de compensação ligado, e a medida representada pela linha inferior foi realizada com o servo-controle desligado.

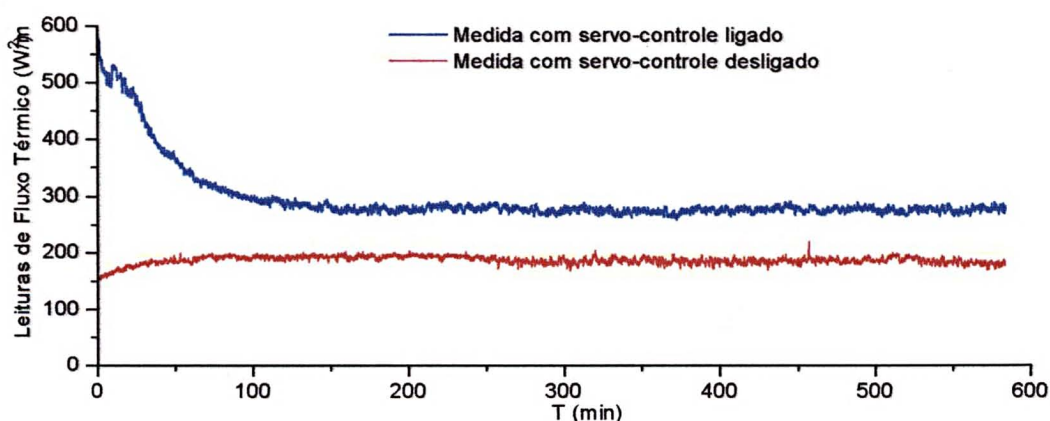


Fig. 5.4 - Exemplos de medidas de calibração

Pode-se observar na figura 5.4 uma diferença de 100 W/m^2 entre as duas medidas. Este valor é o erro sistemático gerado propositalmente pelo sistema de compensação. Pode-se notar, também, que o tempo de acomodação do sistema de calibração é da ordem de 100 min. Isso se deve à inércia térmica do sistema.

Cada uma destas medidas é resultado de centenas de leituras, e gerou um ponto nos gráficos da figura 5.5. As barras de erro representadas são o desvio padrão de cada medida. Nas medidas realizadas durante toda a noite, as amostras eram coletadas a cada 15 s. Nas demais medidas, a amostragem ocorria de 3 em 3 s.

Fluxo (W/m^2)	Medida (mV)	\pm	Data	Horário	Duração (min)	Condições
23,33	22,4	2,7	27/jul	11 h	85	extrapolação / manhã de sol
90,45	93,0	3,7	23/jul	21 h	25	extrapolação
90,69	124,8	2,3	23/jul	18 h	80	normais
94,30	92,5	2,3	27/jul	10 h	90	extrapolação / manhã de sol
94,30	99,4	2,1	27/jul	13 h	10	tarde de sol
135,4	151,5	1,8	23/jul	20 h	60	extrapolação
154,1	184,6	5,5	23/jul	21 h	30	normais
154,1	184,9	5,3	23/jul	Toda a noite	500	normais
221,8	227,1	2,7	27/jul	13 h	90	extrapolação / tarde de sol
274,5	280,1	3,2	26/jul	Toda a noite	500	normais
369,5	377,7	5,0	24/jul	Toda a noite	500	normais

Tabela 5.1a - Medidas de calibração (servo-controle desligado)

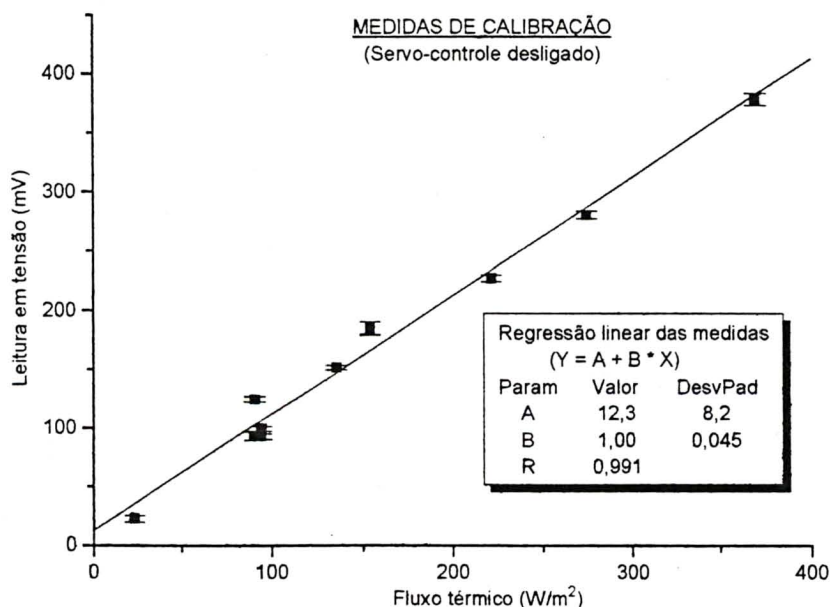


Fig. 5.5a - Medidas de calibração (servo-controle desligado)

Para abreviar o tempo de medição, muitas medidas foram interrompidas antes que o sistema atingisse a situação de equilíbrio onde o fluxo permanece constante. Nestas medidas, aplicou-se o método dos mínimos quadrados para funções de decaimento exponencial, a fim de encontrar o valor extrapolado para o equilíbrio. Esta técnica evita que as variações no fluxo térmico do ambiente exerçam fortes influências sobre o resultado da medida. Além disso, o local onde foram realizadas as medidas de calibração não possuía estabilização térmica, por esse motivo, optou-se por realizar a maior parte das medidas no período da noite, quando as variações térmicas são menos significativas.

A incerteza das medidas de calibração com o sistema de compensação desligado é de 4,5% do valor da medida. Este valor, bem como o coeficiente linear da regressão ($12,3 \pm 8,2$) devem-se ao processo de calibração e não ao sensor. Aprimoramentos no processo de calibração, certamente, reduzirão a incerteza do sensor.

No gráfico da figura 5.5b e na tabela 5.1b, observam-se as medidas realizadas com o sistema de compensação (servo-controle) ligado. O fato dos coeficientes angulares de ambas as regressões (com e sem servo-controle) serem bastante próximos, — 0,99 e 1 mV por W/m^2 , respectivamente — revela que o sistema de compensação praticamente não influenciou no resultado da medida. Porém, a incerteza na medida com o servo-controle ligado foi de 11%.

O coeficiente linear da regressão da medida realizada com o servo-controle ativo, indica que o mesmo introduziu em todas as medidas um fluxo térmico de $(100 \pm 32) W/m^2$.

Fluxo (W/m^2)	Medida (mV)	\pm	Data	Horário	Duração (min)	Condições
0,00	41,6	1,6	24/jul	18 h	40	extrapolação
0,00	60,8	2,1	27/jul	15 h	160	extrapolação / tarde de sol
0,00	70,2	2,3	27/jul	19 h	60	extrapolação
154,7	282,0	5,5	22/jul	Toda a noite	500	normais
219,5	392,6	2,3	27/jul	20 h	60	extrapolação
219,5	413,6	2,7	27/jul	18 h	60	extrapolação
460,1	531,0	3,2	27/jul	20 h	25	extrapolação
622,7	662,7	3,7	22/jul	21 h	60	extrapolação

Tabela. 5.1b - Medidas de calibração (servo-controle ligado)

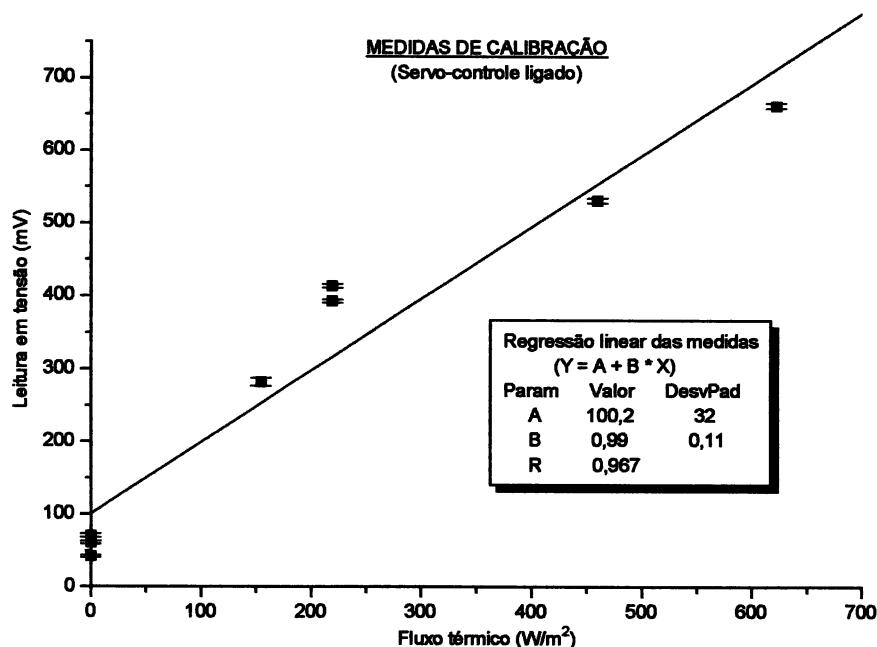


Fig. 5.5b - Medidas de calibração (servo-controle ligado)

5.5 CARACTERÍSTICAS DO EQUIPAMENTO

Faixa nominal^{*}:

- 3000 a + 3000 W/m² (baixo ganho)
- 600 a + 600 W/m² (alto ganho)

Condições limites:

O sensor não deve ser exposto a temperaturas acima de 60°C.

Constante do instrumento:

A leitura em mV corresponde à medida em W/m². (baixo ganho)

A leitura em mV deve ser dividida por 4,38 para obter a medida em W/m². (alto ganho)

Sensibilidade:

Saída de 1 mV para uma entrada de 1 W/m². (baixo ganho)

Saída de 4,38 mV para uma entrada de 1 W/m². (alto ganho)

Resolução* :

1 W/m². (baixo ganho)
0,23 W/m². (alto ganho)

Tempo de resposta:

Entre 10 e 20 s.

Incerteza :

Mais de 90% das medidas apresenta incerteza menor que 6% do valor da medida.

Repetitividade:

As medidas para valores iguais do mensurando repetem-se oscilando entre $\pm 2\%$ da medida.

Erro máximo de linearidade :

3% do valor de fundo de escala (valor obtido pela comparação do polinômio de terceiro grau ajustado com a reta da regressão linear).

Custo:

O custo do material para este protótipo foi inferior a R\$ 40,00, excluindo o voltímetro digital.

* O voltímetro e a escala utilizados influem nessas características. Os valores expressos referem-se a um voltímetro digital de 3 ½ dígitos, ajustado na escala de 2000 mV.

6. MEDIDAS TÍPICAS

6.1 FLUXO TÉRMICO EM UMA PAREDE DE ALVENARIA

O transdutor foi afixado com fita adesiva na superfície interna de uma parede de alvenaria (o ideal seria embutir o sensor na parede). O transdutor foi coberto com uma folha de papel para reduzir o efeito das correntes de ar. Pode-se acompanhar a variação do fluxo térmico através da parede na figura 6.1. O fluxo térmico dirigido para fora foi considerado positivo.



Fig. 6.1 - Fluxo térmico em uma parede de alvenaria

O horário de maior incidência de luz solar sobre a parede em questão é a partir das 15 horas, o que está de acordo com o gráfico acima. É interessante notar, também, que em momento algum o fluxo térmico sofreu inversão do sinal. Neste caso, isso indica que a parede não chega a transmitir calor para dentro, nem mesmo no horário de maior insolação. Isso pode ser explicado pelo fato de o calor encontrar outros acessos ao interior (janelas, portas) mantendo o ambiente interno mais aquecido que a parede.

6.2 FLUXO TÉRMICO EM UM AMBIENTE COM AR CONDICIONADO

Estavam-se realizando medidas com o sensor em uma sala climatizada, quando se percebeu que as medidas não estabilizavam e apresentavam comportamento periódico. Atribuindo-se este comportamento à influência do equipamento de ar condicionado, anotaram-se os momentos em que o mesmo ligava e desligava, enquanto as medidas de fluxo térmico eram tomadas. A região hachurada assinala o funcionamento do equipamento.

Na tentativa de minimizar os efeitos do equipamento condicionador de ar, o sensor fora isolado termicamente do ambiente usando o material que se tinha à mão: folhas de papel, isopor e uma caixa de papelão. As medidas foram coletadas com o sensor embrulhado no papel e posicionado sobre o isopor no interior da caixa de papelão fechada que encontrava-se a mais de três metros do aparelho de ar condicionado. A figura 6.2 mostra o resultado obtido.

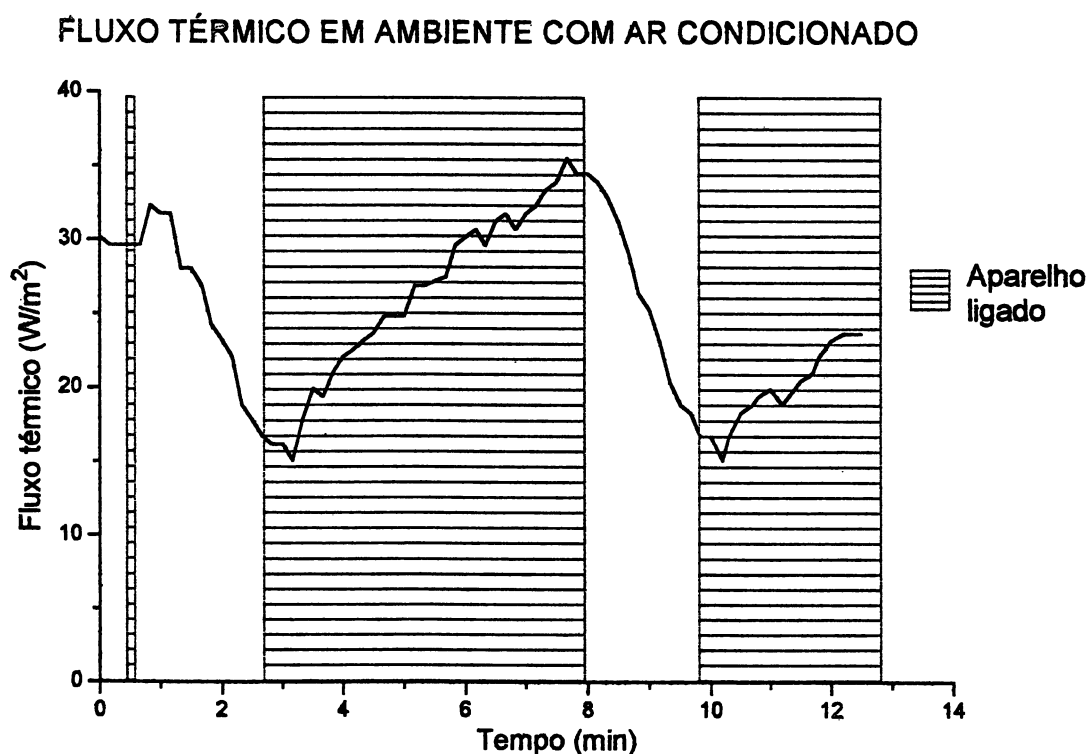


Fig. 6.2 - Variação no fluxo causada por equipamento de ar condicionado

6.3 FLUXO TÉRMICO ATRAVÉS DE UMA PAREDE DE GELADEIRA

O transdutor foi afixado com fita adesiva na face interna da parede de uma geladeira. O resultado da medida de fluxo térmico pode ser observado na figura 6.3. Pode-se notar o ruído térmico provocado pelas correntes de convecção no interior da geladeira. O tempo necessário para a estabilização do fluxo é da ordem de 40 minutos e o valor médio após a estabilização é de 20 W/m^2 aproximadamente. Como a superfície da geladeira é de 3 m^2 aproximadamente, pode-se estimar uma potência térmica de 60 W que penetra pelas paredes da geladeira.

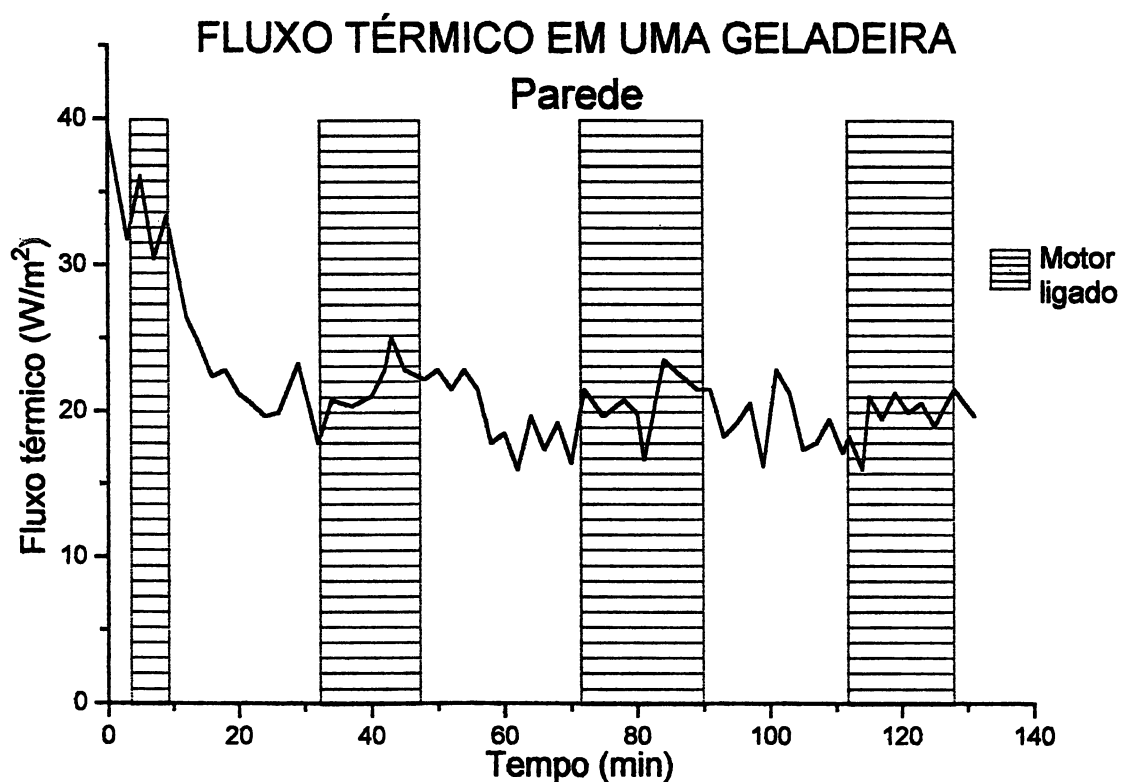


Fig. 6.3

6.4 FLUXO TÉRMICO NA SERPENTINA INTERNA DA GELADEIRA

Uma medida semelhante à da seção 6.4 foi realizada, porém com o transdutor afixado na face inferior da serpentina interna da geladeira. Podem-se observar os resultados na figura 6.4.

Após os 40 minutos de estabilização o fluxo térmico médio é de 100 W/m^2 aproximadamente. Como a área da serpentina interna é de $0,6 \text{ m}^2$ aproximadamente, pode-se concluir que uma potência térmica de 60 W é retirada do interior da geladeira pela serpentina.

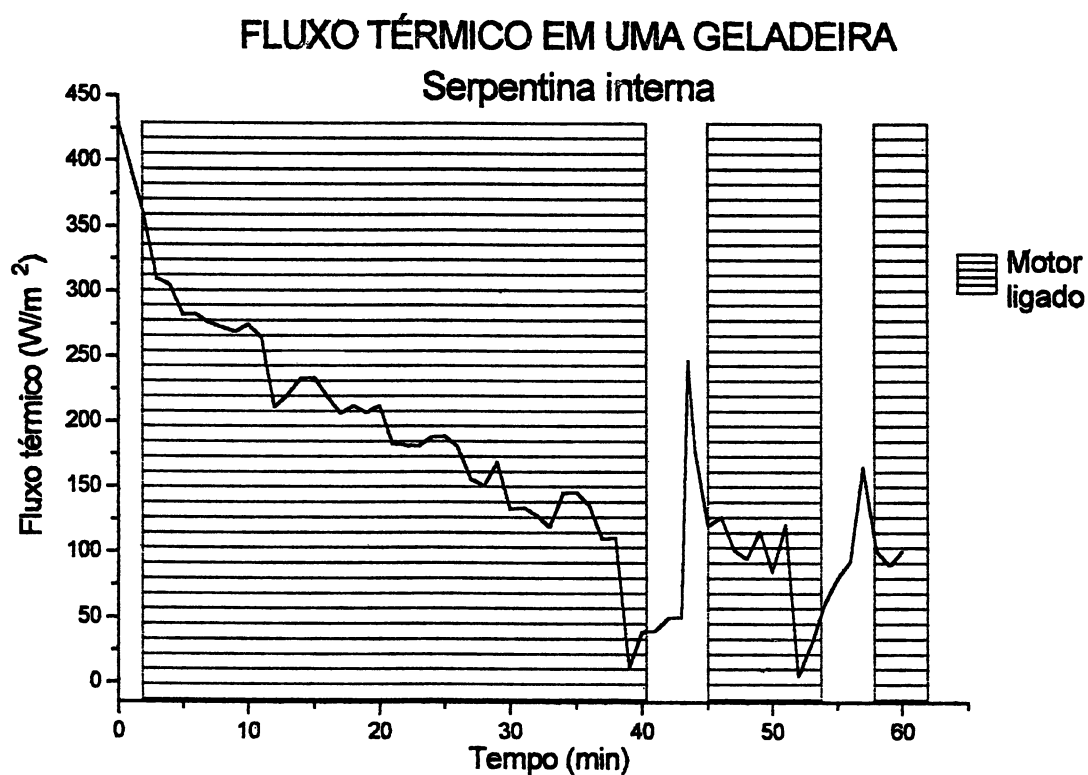


Fig. 6.4

7. CONCLUSÕES

Pesquisas na área de instrumentação científica são necessárias para aprofundar o conhecimento dos processos de medida e desenvolver equipamentos perfeitamente adaptados às especificações necessárias.

A grandeza fluxo térmico, conforme definida pela lei de Fourier, pode ser analisada de uma maneira simples somente em determinadas circunstâncias e para geometrias muito simples. Em caso contrário, a análise costuma ser aproximada.

Algumas áreas de pesquisa em que sensores de fluxo térmico são utilizados são: meteorologia, agricultura, geofísica, biologia, medicina, indústria têxtil e engenharia.

Inicialmente, o fluxo térmico era determinado pela medida da diferença de temperatura entre dois pontos de um material. A partir de 1930, têm sido construídos elementos sensores que transduzem o fluxo térmico em grandezas elétricas. Os sensores mais modernos utilizam tecnologia de filmes finos e microcircuitos integrados e os melhores apresentam uma incerteza de 1% na medida.

O sensor de fluxo térmico perturba o meio em que se encontra alterando o valor da medida. Devem-se tomar precauções no dimensionamento, construção e posicionamento do sensor a fim de minimizar o erro da medida.

Pode-se construir um sensor de fluxo térmico de modo artesanal e com baixo custo, pela eletrodeposição de cobre sobre um enrolamento de constantan formando uma termopilha. Embora neste trabalho tenha-se utilizado um amplificador operacional *chopper*-estabilizado, o sinal do transdutor pode ser satisfatoriamente condicionado utilizando componentes eletrônicos comuns.

O fato de a termopilha ser obtida pela deposição de uma camada de cobre sobre o fio de constantan provoca uma redução em sua força termoeletromotriz. Esta redução é

menor que 5% quando a área de seção reta da camada de cobre depositado é igual à área de seção reta do fio de constantan. Esta redução da f.t.e.m. pode tornar-se desprezível quando a espessura da camada de cobre é suficientemente grande e sua superfície é uniforme.

O princípio de funcionamento do termopar, que é o efeito Seebeck, pode ser compreendido como sendo a adição do efeito Thomson ao longo dos fios e do efeito Peltier localizado nas junções. A força termoeletromotriz produzida em um termopar de geometria mais elaborada, pode ser analisada a partir das distribuições geométricas dos efeitos Thomson e Peltier no interior dos metais.

A rugosidade superficial de um filme condutor pode aumentar sensivelmente o valor da resistência elétrica deste filme, caso o parâmetro de rugosidade seja comparável à espessura do filme. O cálculo exato deste valor da resistência elétrica não é trivial, sendo efetuado aproximadamente através do cálculo numérico.

Embora a construção do sensor de fluxo térmico seja simples, sua calibração apresenta-se mais complexa. Isto é devido à dificuldade de se estabilizar termicamente o sistema de calibração. Optou-se por duas maneiras de obter esta estabilização: i) efetuar as medidas de calibração durante a noite, período com pouca variação térmica. ii) utilizar um sistema de estabilização eletrônico. As duas técnicas apresentaram o mesmo resultado, sendo a única diferença significativa a dispersão das medidas que foi maior para as medidas realizadas com o sistema de compensação eletrônico.

O sensor de fluxo térmico, após calibração e ajustes, demonstrou-se capaz de medir valores de fluxo térmico de até 3000 W/m^2 com resolução mínima de $0,23 \text{ W/m}^2$ e tempo de resposta em torno de 10 s. A incerteza da calibração é de 6%. Como a repetitividade do sensor é de 2%, a incerteza do equipamento pode ser reduzida abaixo dos 6%, caso a técnica de calibração seja aprimorada.

O sensor é capaz de rastrear a insolação de uma parede de alvenaria posicionado em seu lado interno, bem como a variação do fluxo térmico no interior de uma sala com ar condicionado. Medidas realizadas em uma geladeira em funcionamento demonstram que as oscilações de fluxo térmico provenientes do controle termostático de temperatura podem ser percebidas na serpentina interna, mas não nas paredes isolantes externas.

7.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

1. Digitalização do sinal e interface de comunicação com computador para aquisição e tratamento de dados.
2. Aperfeiçoamento do transdutor através de técnicas de circuito integrado mais recentes, buscando maior sensibilidade com menores dimensões do equipamento.
3. Construção do protótipo de campo.
4. Acompanhamento da estabilidade temporal a longo prazo do sensor.
5. Aperfeiçoamento do sistema de calibração, a fim de reduzir a incerteza das medidas do equipamento.
6. Adaptação do sensor para diversas aplicações.
7. Construção de outros termopares tipo “capa” com deposição melhor controlada, para uma verificação mais precisa do modelo teórico.
8. Medição mais precisa da rugosidade superficial do depósito de cobre usando uma angular micrométrica.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASHCROFT, Neil W.; MERMIN, N. David. **Solid state Physics**. Philadelphia : Saunders College, 1976. p. 256-268.
- BEDFORD, R. E.; MA, C. K. Measurement of the melting point of the copper 71,9% silver eutectic alloy with a monochromatic optical pyrometer. In: SCHOOLEY, James. **Temperature - Its measurement and control in science and industry**. New York : American Institute of Physics, 1982. p.369.
- BUBE, Richard H. **Electrons in solids - An introductory survey**. New York : Academic Press, 1981. p. 151-152.
- CALLEN, Herbert B. **Thermodynamics and an introduction to Thermostatistics**. 2. ed. New York : J. Wiley, 1985. p. 316-325.
- CARSLAW, H. S.; JAEGER, J. C. **Conduction of heat in solids**. 2. ed. London : Oxford University, 1959.
- CHAPMAN, Alan J. **Heat transfer**. 3. ed. New York : Macmillan, 1974.
- DEACON, E. L. The measurement and recording of the heat flux into the soil. **Quart. Journal of Royal Meteorological Society**, v. 76, p. 479-483, 1950.
- DEMING, Dave; CHAPMAN, David S. Inversion of bottom-hole temperature data: The Pineview field, Utah-Wyoming thrust belt. **Geophysics**, v. 53 n. 5 p. 707-720, 1988.
- DOMANSKI, Stanley J. Analog operational amplifier. In: NACHTIGAL, Chester L. **Instrumentation and control : fundamentals and applications**. New York : J. Wiley, 1990. p. 136.
- DUNKLE, R. V. Heat meters. **Bul. Amer. Met. Soc.** v. 21, p. 116-117, 1940.
- ECKMAN, Donald. **Industrial instrumentation**. New York : J. Wiley, 1950. p. 65-83.
- FALCKENBERG, G. **Met. Z.**, Braunschweig, v. 47, p. 154-155, 1930.
- FRADEN, Jacob. **AIP Handbook of modern sensors - Physics, designs and applications**. 2.ed. New york : American Institute of Physics, 1997.
- GEIGER, Rudolf. **Manual de Microclimatologia**. 4. ed. Lisboa : Calouste Gulbenkian, 1961.

- HAGER Jr, Nathaniel E. Thin-heater thermal conductivity apparatus. **Review of Scientific Instruments**. v. 31, n. 2, p. 177-185, fev. 1960.
- HATFIELD, H. S.; WILKINS, F. J. A new heat-flow meter. **Journal of Scientific Instrumentation**, London, v. 27, p. 1-3, jan. 1950.
- HEINRICH, A. et al. Transport properties of composite thin films and application to sensors. **International Journal of Electronics**. v. 73, n. 5, p. 883-891, 1992.
- HERIN, P.; THERY, P. Measurements on the thermoelectric properties of thin layers of two metals in electrical contact. Application for designing new heat-flow sensors. **Measurement Science & Technology**. v. 3, n. 5, p. 495-500, may 1992.
- HILL, Paul W. et al. Bioenergetics and end product regulation of *Clostridium thermosaccharolyticum* in response to nutrient limitation. **Biotechnology and Bioengineering**, v. 42 n. 7, p. 873-883, sep. 1993.
- INCROPERA, Franck P.; DEWITT, David P. **Introduction to heat transfer**. New York : J. Wiley, 1985.
- KLEEF, B.H.A. van et al. Heat flux measurements for the fast monitoring of dynamic responses to glucose additions by yeasts that were subjected do different feeding regimes in continuos culture. **Biotechnology Progress**. v. 12, n. 4, p. 510-518, 1996.
- LECLERCQ, D.; THERY, P. Apparatus for simultaneous temperature and heat-flow measurements under transient conditions. **Review of Scientific Instruments**. v. 54, n. 3, p. 374-380, mar. 1983.
- LEE, John F.; SEARS, Francis W. **Termodinâmica**. Rio de Janeiro : Ao Livro Técnico, 1969. p. 225-239.
- LEECH, J. W. Irreversible Thermodynamics and Kinetic Theory in the derivation of thermoelectric relations. **Canadian Journal of Physics**. v. 37, p. 1044-1054, 1959.
- LITTLE, W. A. The transport of heat between dissimilar solids at low temperatures. **Canadian Journal of Physics**. v. 37, p. 334-349, 1959.
- MANDL, F. **Statistical Physics**. London : J. Wiley, 1971. p. 282-290.
- MALCORPS, H. Method to increase the bandwidth of heat fluxmeters. **Review of Scientific Instruments**. v. 54, n. 3, p. 381-384, mar. 1983.

- MAYER, H. Recent developments in conduction phenomena in thin metal films. In: NEUGEBAUER, C. A. et al. **Structure and properties of thin films**. J. Wiley, 1959. p. 225-247.
- MEDVÍD', A.; KAUPUZS, J. Heat-flux sensor. **Sensors and Actuators A**. v. 41-42, p. 381-383, 1994.
- NAKAJIMA, Takashi et alli. Lunar penetrator program: LUNAR-A. **Acta Astronautica Proceedings of the 1996 2nd IAA International Conference on Low-Cost Planetary Missions**. v. 39 n. 1-4, jul.-ago. 1996.
- OHRING, Milton. **The materials science of thin films**. San Diego : Academic Press, 1992. p. 451-463.
- ÖZİŞİK, M. Necati. **Transferência de calor - Um texto básico**. Rio de Janeiro : Guanabara Koogan, 1990.
- PARKER, W. J. et al. Flash method of determining thermal diffusivity, heat capacity and thermal conductivity. **Journal of Applied Physics**. v. 32, n. 9, p.1679-1684, sep. 1961.
- PHILIP, J. R. The theory of heat flux meters. **Journal of Geophysical Research**, v. 66, n. 2, p. 571-579, feb. 1961.
- PORTMAN, Donald J. Conductivity and length relationships in heat-flow transducer performance. **Transactions, American Geophysical Union**, v. 39, n. 6, p. 1089-1094, dec. 1958.
- PRASAD, R. D. G. et al. Electrical resistivity and thermoelectric power of iron films. **Journal of Materials Science Letters**. v. 9, n. 6, p. 650-651, June 1990.
- REYNOLDS, William C. **Thermodynamics**. 2. ed. New York : McGraw-Hill, 1965. p. 409-419.
- RICHARDS, James D. Transient method for measuring thermal conductivity. **IEEE Electrical Insulation Magazine**. v. 4, n. 1, p. 23-32, jan./feb. 1988.
- RIMAI, D. S.; ANNE, R. The fabrication of thin-film thermocouples for determining the temperature and thermal conductivity within a flexible material. **Review of Scientific Instruments**. v. 64, n. 6, p. 1601-1605, june 1993.
- SANDERS, D. J.; FORSYTH, R. C. Measurement of thermal conductivity and contact resistance of paper and thin-film materials. **Review of Scientific Instrumentation**. v. 54, n. 2, p. 238-244, feb. 1983.

- SETTLAGE, P. H.; SIEGLE, J.C. **Phys. Chem. Aerodyn. Space Flight - Proceedings Conference**. Philadelphia : Pergamm, 1959. p. 73.
- SHAUKATULLAH, H. et al. Design and optimization of pin fin heat sinks for low velocity applications. **Annual IEEE Semiconductor Thermal Measurement and Management Symposium Proceedings of the 1996 12th Annual IEEE Semiconductor Thermal Measurement and Management Symposium**. mar. 1996.
- SCHOOLEY, James F. **Thermometry**. Boca Raton : CRC, 1986.
- STRATTON, Julius Adams. **Electromagnetic theory**. New York : McGraw-Hill, 1941. p. 211-215.
- TOBA, Eiji et al. Noninvasive measurement system for human respiratory condition and body temperature. **Review of Scientific Instrumentation**. v. 66, n. 6, june 1995.
- TONG, C.H.; SHEEN, S. Heat flux sensors to measure effective thermal conductivity of multilayered plastic containers. **Journal-of-Food-Processing-and-Preservation**. v. 16, n. 4, p. 233-238, 1992.
- THOMAS, Lindon C. **Fundamentos da transferência de calor**. Rio de Janeiro : Prentice-Hall do Brasil, 1985.
- VAN DER ZIEL, Aldert. **Solid State physical electronics**. Englewood Cliffs : Prentice-Hall, 1957. p. 460-465.
- VUOLO, José Henrique. **Fundamentos da teoria dos erros**. 2ª edição revista e ampliada. São Paulo : E. Blücher, 1996.
- WAGENDRISTEL, Alfred; WANG, Yuming. **An introduction to Physics and Technology of thin films**. Singapore : World Scientific, 1994. p. 32-61.
- WAKEHAM, W. A.; NAGASHIMA, A.; SENGERS, J. V. **Measurement of the transport properties of fluids experimental thermodynamics**. III vol. Oxford : Blackwell Scientific Publications, 1991. p. 144 e 188.
- WILSON, H. S.; EPPS, T. D. **Proc. Phys. Soc.** London, v. 32, p. 326, 1920.
- WOOSTER, W. A. **Tensors and group theory for the physical properties of crystals**. Glasgow : Oxford University, 1973.

WORSNOP, B. L.; FLINT, H. T. **Curso superior de Física practica**. Buenos Aires : EUBN, 1960. p. 247.

XIZHONG, Zhang et al. Application of the heat flux meter in physiological studies. **Journal of Thermal Biology**, v. 18, Iss. 5-6, p. 473-476, dec. 1993.

ZEMANSKY, Mark W. **Calor e termodinâmica**. 5. ed. Rio de Janeiro : Guanabara Dois, 1978. p.372-383.

ZIMAN, J. M. **Electrons and phonons - The theory of transport phenomena in solids**. London : Oxford University, 1960.

ZUBKOV, Alexey et al. A high-precision heat-flow calorimeter for measurements up to 1300 K. **Review of Scientific Instrumentation**. v. 68, n. 6, p. 2428-2431, june 1997.

APÊNDICE A

OUTRAS PUBLICAÇÕES CORRELATAS

CRIOGENIA

GERACHENKO, O. A. et alli. Heat-flux meters for low-temperature research. **Heat Transfer Research**. v. 24, n. 7, p. 951-956, 1992.

ROMAN, Jose M.; KARR, Gerald R. Correlation for liquid oxygen (LOX) film boiling data. **Advances in Cryogenic Engineering Proceedings of the 1991 Cryogenic Engineering**.

ENGENHARIA DE ALIMENTOS

BHAMIDIPATI, S.; SINGH, R. K. Thermal time distributions in tubular heat exchangers during aseptic processing of fluid foods. **Biotechnology-Progress**; v. 10, n. 2, p 230-236, 1994.

DAUBERT, C. R. et al. Electric field effects on the thermal conductivity of milk chocolate determined using the 'mirror image method'. **Journal-of-Food-Process-Engineering**. v. 20, n. 1, p. 77-89, 1997.

FAHLOUL, D. et al. Measurements and predictive modelling of heat fluxes in continuous baking ovens. **Journal-of-Food-Engineering**. v. 26, n. 4, p. 469-479, 1995.

JUNGRO, Yoon; LUND, D. B. Comparison of two operating methods of a plate heat exchanger under constant heat flux condition and their effect on the temperature profile during milk fouling. **Journal-of-Food-Process-Engineering**. v. 17, n. 3, p. 243-262, 1994.

MARIS, P. I. W. et al. Turning up the heat. **Food-Manufacture**. v. 70, n. 9, p 27-28, 1995.

SAAD, Z. SCOTT, E. P. Estimation of temperature dependent thermal properties of basic food solutions during freezing. **Journal-of-Food-Engineering**. v. 28, n. 1, p. 1-19, 1996.

VRIES, U. de et al. Baking ovens and product quality - a computer model. **Food-Science-&-Technology-Today**. v. 9, n. 4, p. 232-234, 1995.

FLUXO TÉRMICO E TEMPERATURA EM MOTORES OU TURBINAS

ENOMOTO, Yoshiteru et al. Heat losses during knocking in a four stroke gasoline engine. **JSME International Journal, Series B: Fluids and Thermal Engineering**, v. 37 n. 3, Aug, 1994.

GLADDEN, Herbert J.; PROCTOR, Margaret P. Transient technique for measuring heat transfer coefficients on stator airfoils in a jet engine environment. **AIAA Paper AIAA/SAE/ASME/ASEE 21st Joint Propulsion Conference**. 1985.

GODEFROY, Jean Claude. Thin Film transducers for temperature and heat flux measurements. **Rech Aerosp. (Engl Ed)** n. 2, 1981.

HEPP, Aloysius F.; KIM, Walter S. Thin-film sensors for space shuttle propulsion systems. **Sensors**. v. 7, n. 2, Feb. 1990.

LUCHT, Robert P. et alli. Heat transfer in engines. Comparison of CARS thermal boundary layer measurements and heat flux measurements. **SAE Technical Paper Series International Congress and Exposition**. SAE Warrendale PA, USA, 1991.

MEIER-SCHNEIDERS, M. et al. Biocalorimetry-supported analysis of fermentation processes. **Applied-Microbiology-and-Biotechnology**. v. 43, n. 3, p 431-439, 1995.

SENDA, Jiro et al. Heat flux between impinged diesel spray and flat wall. **Proceedings of the 6th International Pacific Conference on Automotive Engineering**. Korea Soc of Automotive Engineers, Inc Seoul South Korea p. 61-72, 1991.

MEDIDAS DE CONDUTIVIDADE TÉRMICA

LAUBITZ, M. J. Thermal conductivity of powders. **Canadian Journal of Physics**. v. 37, p. 798-808, 1959.

SENSORES DE FLUXO TÉRMICO

GRAVES, R. S.; YARBROUGH, D. W. Use of an array of heat flux transducers to study thermal property variations. **Journal of Thermal Insulation and Building Envelopes**. v. 17, p. 171-181, Oct. 1993.

POLONIECK, Jose Gabriel et al. Steady-state analysis of the zero-balance heat-flux meter. **Sensors and Actuators, A :Physical**. v. 49, n. 1-2, p. 29-35, Jun. 1995.

VAN HERWAARDEN, A. W. et alli. Integrated thermopile sensors. **Sensors and Actuators A [Physical]**. v. A22, n. 1-3, p. 621-630, mar. 1990.

TÉCNICAS DE FILMES FINOS PARA SENSORES

BOYER, A. et al. Medium-power thermopiles using thin-film technology. **Sensors and Actuators A [Physical]**. v. A24, n. 3, p. 217-220, set. 1990.

BRUNETTI, L. et al. Thin film thermopiles in microcalorimeters. **Sensors and Actuators, A: Physical Proceedings of EUROSENSORS IV held jointly with SENSOREN Technologie und Anwendung Oct 1-3 1990**. v 27, n. 1-3, May 1991.

HEINRICH, A. Transport properties of composite thin films and application to sensors. **International Journal of Electronics**. v. 73, n. 5, p. 883-891, nov. 1992.

LEE, Sang-Youb; LEE, Dong-Hi. Effects of electron transport properties on the thermoelectric power of Cu/ constantan thin film couples. **Journal of the Korean Institute of Metals**. v. 28, n. 7, p. 627-633, jul 1990.

MENTRE, Veronique; Consigny, Herve. Improved data reduction technique for heat transfer measurements using surface thermocouples or thin films. **ICIASF Record, International Congress on Instrumentation in AeroSpace Simulation**. 1987.

PRASAD, R.D.G. et al. Electrical resistivity and thermoelectric power of iron films. **Journal of Materials Science Letters**. v. 9, n. 6, p. 650-651, jun. 1990.

RAJANNA, K. et al. Thin film sensors. **Crystal Properties and Preparation**. v. 22-25. p. 395-404, 1989.

OUTROS

BRAJUSKOVIC, Branislav et al. Heat flux-meter for ash deposit monitoring systems. I. Ash deposit prevention. **International Journal of Heat and Mass Transfer**. v. 34, n.9, p. 2291-2301, set. 1991.

- BRAJUSKOVIC, Branislav; AFGAN, Naim. Heat flux-meter for ash deposit monitoring systems. II. 'Clean' heat flux-meter characteristics. **International Journal of Heat and Mass Transfer**. v. 34, n.9, p.2303-2315, set. 1991.
- CARMICHAEL, C. M.; MISENER, A. D. On maintaining an object at a uniform temperature. **Canadian Journal of Physics**. v. 37, p. 890-893, 1959.
- GOLRIZ, M. R. Suspension-to-wall heat transfer in a 12-MW_{th} circulating fluidized-bed combustor. **International Journal of Energy Research**. v. 20 n. 7, p. 569-579, jul. 1996.
- MARTINS, N. et alli. New method for hemispherical radiation heat flux measurement. **Heat and Technology**. v. 13, n. 2, p.59-72, 1995.

APÊNDICE B

SOLUÇÃO DO CIRCUITO EQUIVALENTE AO TERMOPAR TIPO “CAPA”

A figura B.1 representa de modo mais abrangente o circuito equivalente ao termopar tipo “capa” que a figura 4.6..

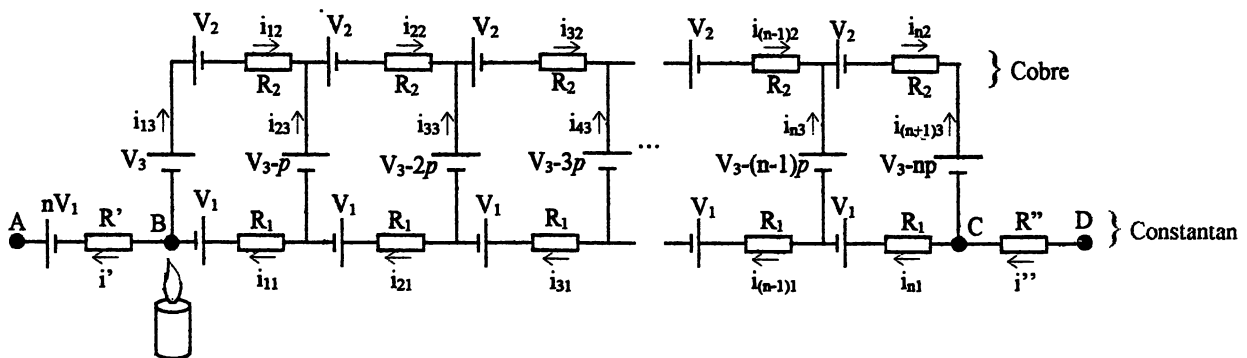


Fig. B.1 - Circuito equivalente ao termopar tipo “capa”

onde: nV_1 é a tensão Thomson gerada ao longo de todo o fio de constantan.

$R' + nR_1 + R''$ é a resistência de todo o fio de constantan.

nV_2 é a tensão Thomson gerada ao longo de toda a capa de cobre.

nR_2 é a resistência de toda a capa de cobre.

V_{3-jp} é a tensão Peltier no j -ésimo trecho do termopar.

i_{j1} é a corrente que atravessa o j -ésimo trecho do fio de constantan.

i_{j2} é a corrente que atravessa o j -ésimo trecho do fio de cobre.

i_{j3} é a corrente que atravessa pela interface cobre-constantan no j -ésimo trecho do termopar.

i' e i'' são as correntes que atravessam as extremidades descobertas do fio de constantan.

Como as medidas da tensão V_{AD} são realizadas com voltímetros de alta impedância, pode-se considerar i' e i'' nulas. Desse modo, pode-se considerar:

$$i_{11} = i_{13} = i_{12} \quad \text{e} \quad i_{n1} = i_{(n+1)3} = i_{n2} \quad (\text{B.1})$$

Analisando os nós da linha superior do circuito (cobre), obtém-se:

$$i_{22} = i_{12} + i_{23} \quad , \quad i_{32} = i_{22} + i_{33} \quad , \dots, \quad i_{j2} = i_{(j-1)2} + i_{j3} \quad , \dots, \quad i_{n2} = i_{(n-1)2} + i_{n3} \quad (\text{B.2})$$

Do mesmo modo, para a linha inferior (constantan):

$$i_{21} = i_{11} + i_{23} \quad , \quad i_{31} = i_{21} + i_{33} \quad , \dots, \quad i_{j1} = i_{(j-1)1} + i_{j3} \quad , \dots, \quad i_{n1} = i_{(n-1)1} + i_{n3} \quad (\text{B.3})$$

Das expressões (B.1), (B.2) e (B.3) vêm:

$$i_{22} = i_{21} \quad , \quad i_{32} = i_{31} \quad , \dots, \quad i_{j2} = i_{j1} \quad , \dots, \quad i_{n2} = i_{n1} \quad (\text{B.4})$$

Pode-se obter o valor de V_{AD} , somando as quedas de tensão em cada elemento, seguindo o trajeto pela linha superior do circuito (cobre). Obtém-se:

$$V_{AD} = -n(V_1 + V_2 - p) - R_2 \sum_{j=1}^{j=n} i_j \quad (\text{B.5})$$

Do mesmo modo, obtém-se para a linha inferior (constantan):

$$V_{AD} = R_1 \sum_{j=1}^{j=n} i_j \quad (\text{B.6})$$

Igualando (B.5) e (B.6), tem-se:

$$\sum_{j=1}^{j=n} i_j = -\frac{n(V_1 + V_2 - p)}{R_1 + R_2} \quad (\text{B.7})$$

Definindo $\varepsilon = -n(V_1 + V_2 - np)$ e substituindo (B.7) em (B.6), tem-se:

$$V_{AD} = \varepsilon \frac{R_1}{R_1 + R_2} \quad (\text{B.8})$$

A expressão (B.8) é idêntica à expressão (4.8).

APÊNDICE C

ESTADO ATUAL DAS MEDIDAS DAS GRANDEZAS TÉRMICAS

Temperatura

SCHOOLEY (1986) relata que medidas de temperatura realizadas na faixa entre 630 e 1064°C, utilizando termopares, apresentam incerteza máxima de 0,2°C o que equivale a uma incerteza de 300 p.p.m. (partes por milhão), aproximadamente.

Schooley afirma, também que entre 0 e 420°C, medidas de temperatura realizadas com resistores de platina (RTD), apresentam incerteza máxima de 0,01°C — cerca de 30 p.p.m. E termistores, entre 0 e 70°C, obtém uma incerteza máxima de 0,001°C ou cerca de 20 p.p.m.

BEDFORD (1982) realizou medidas da temperatura do ponto de fusão de uma liga de prata e cobre, utilizando um pirômetro óptico. O resultado de $1052,72 \pm 0,10$ K indica uma incerteza de 95 p.p.m.

O ITS-90 (*International Temperature Scale* de 1990) define a temperatura de fusão do índio (entre outras) como temperatura de referência e seu valor de 429,7485 K, apresenta incerteza inferior a 1 p.p.m.

Fluxo térmico

O calorímetro de precisão construído por ZUBKOV (1997) no Japão, apesar de toda a sofisticação não alcançou resultados com incerteza inferior a 1%.

Condutividade térmica em regime estacionário

Medidas de condutividade térmica do papel realizadas por SANDERS (1983) apresentaram incerteza da ordem de 10%.

WAKEHAM (1992) relata medidas de condutividade térmica de fluidos com incertezas entre 2 e 5% usando o método de placas paralelas..

Condutividade térmica em transiente de fluxo

Wakeham relata que as melhores medidas de condutividade térmica usando-se a técnica de pulsos de calor, apresentam incertezas de 0,5%.

Pode-se concluir destes dados que, com exceção da temperatura, as grandezas térmicas apresentam grandes incertezas em suas medidas.

APÊNDICE D

MEDIDAS DE CONDUTIVIDADE TÉRMICA

Uma amostra da resina poliéster utilizada na fabricação do transdutor, teve sua condutividade térmica medida pelo método de Lees e Chrolton, conforme descrição de WORSNOP (1960).

A figura D.1 mostra a montagem necessária para a medida. Uma amostra uniforme do material cuja condutividade térmica deseja-se medir é colocado entre dois discos metálicos – neste caso, latão com a superfície niquelada. O disco superior possui um furo para a introdução de uma resistência de aquecimento e outro furo para a introdução de um termômetro. O disco inferior possui um único furo para a introdução de um segundo termômetro. É necessário um terceiro termômetro, para registrar a temperatura ambiente, próximo ao dispositivo de medida.

O disco inferior é suspenso por fios isolantes térmicos. Posiciona-se sobre este a amostra e sobre esta o outro disco. Antes da montagem, deve-se aplicar uma fina camada de óleo para assegurar um bom contato térmico entre a amostra e os discos. A amostra deve, ainda, ser circular e ter o mesmo diâmetro dos discos, a fim de se encaixarem perfeitamente.

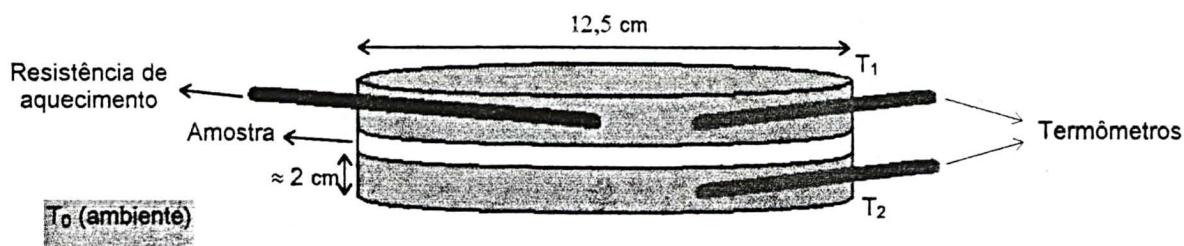


Fig. D.1 - Dispositivo de Lees e Chrolton

À medida que a resistência produz calor, estabelecem-se diferenças de temperatura entre os dois discos e em relação ao ambiente. Uma vez que se estabeleça o regime estacionário (as temperaturas estabilizam), pode-se afirmar que todo o calor que

atravessa a amostra é perdido pelo disco inferior para o ambiente, desde que as perdas de calor pelas laterais da amostra sejam desprezíveis.

Pode-se calcular o valor da quantidade de calor que atravessa a amostra de espessura d , condutividade térmica k e área de seção reta S pela forma mais simples da lei de Fourier:

$$Q_c = \frac{k \cdot S \cdot (T_1 - T_2)}{d} \quad (\text{D.1})$$

O disco inferior perde calor por convecção e condução¹ para o ar à sua volta. Considerando-se que ambos os fenômenos — condução e convecção — dependem linearmente da diferença de temperatura entre o disco e o ambiente, pode-se escrever para o calor perdido:

$$Q_p = \alpha \cdot (T_2 - T_0) \quad (\text{D.2})$$

A constante α depende da geometria do sistema e das correntes de ar no ambiente, sendo seu cálculo complexo. Das expressões (D.1) e (D.2), obtém-se:

$$k = \frac{d \cdot \alpha \cdot (T_2 - T_0)}{S \cdot (T_1 - T_2)} \quad (\text{D.3})$$

Como, em geral, não se conhece o valor de α , não se pode utilizar a expressão (D.3) para obter o valor absoluto da condutividade térmica da amostra. Mas, caso se realizem medidas em situações idênticas para a amostra e para um padrão conhecido, pode-se determinar a razão entre as condutividades térmicas da amostra e do padrão através da expressão (D.4).

$$\frac{k_a}{k_p} = \frac{d_a \cdot (T_2 - T_0)_a \cdot (T_1 - T_2)_p}{d_p \cdot (T_2 - T_0)_p \cdot (T_1 - T_2)_a} \quad (\text{D.4})$$

¹ Os discos foram niquelados para reduzir perdas por irradiação. Considera-se a mesma desprezível.

A amostra de resina poliéster utilizada na medida tinha 12,5 cm de diâmetro e espessura de $1,38 \pm 0,01$ mm. Em uma medida típica, obtiveram-se os seguintes valores após a estabilização: $T_0 = 22,5^\circ\text{C}$, $T_1 = 35,16^\circ\text{C}$ e $T_2 = 30,39^\circ\text{C}$.

Como padrão, utilizou-se uma amostra de tetrafluoretileno (teflon) de 12,5 cm de diâmetro e espessura $0,20 \pm 0,01$ mm. Segundo SETTLAGÉ (1961), a condutividade térmica do teflon depende da temperatura T (em $^\circ\text{C}$) conforme a expressão (D.5).

$$k_{\text{teflon}} = - 4,86 \cdot 10^{-4} T + 0,253 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1} \quad (\text{D.5})$$

As medidas forneceram os seguintes valores relativos para a condutividade térmica da resina poliéster e do teflon, respectivamente:

$$k_{\text{rp}} = (2,2 \pm 0,1) \cdot \alpha \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1} \quad \text{e} \quad k_{\text{teflon}} = (5,1 \pm 0,6) \cdot \alpha \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$$

Comparando-se os dois valores tem-se $k_{\text{rp}} = 0,49 k_{\text{teflon}}$.

Tomando o valor da condutividade do teflon à temperatura ambiente (25°C) da expressão (D.5), tem-se que $k_{\text{rp}} = 0,12 \pm 0,02 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$