

MEDIÇÃO DA RESISTÊNCIA TÉRMICA GLOBAL DE UM DIODO TÉRMICO PARA APLICAÇÕES ESPACIAIS

Fernando H. Milanez

Marcia B. H. Mantelli

Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica
Laboratório de Energia Solar, Cx. P. 476 - 88040-900 – Florianópolis, SC, Brasil
e-mail: milanez@labsolar.ufsc.br, marcia@labsolar.ufsc.br.

Resumo. Diodos térmicos são dispositivos de transmissão de calor que apresentam resistência térmica variável. Vários pesquisadores têm desenvolvido diferentes configurações de diodos térmicos para aplicação em controle térmico de satélites. O diodo térmico que é tratado neste trabalho, apresenta resistência térmica dependente da sua temperatura média e é utilizado no isolamento térmico de sensores criogênicos de radiação. O princípio de funcionamento deste diodo térmico se baseia na dilatação diferencial de dois metais distintos. O abaixamento da temperatura média provoca um aumento na resistência térmica de contato entre duas peças do diodo, em decorrência da diminuição da pressão de contato. Neste trabalho, são descritos a bancada e o procedimento experimentais desenvolvidos para medir a resistência térmica global deste diodo em função da sua temperatura média, em condições de vácuo e em níveis criogênicos de temperaturas. Os resultados são comparados com modelos teóricos disponíveis na literatura. O objetivo deste trabalho é mostrar experimentalmente a viabilidade técnica deste diodo térmico.

Palavras-chave: Diodo térmico, Resistência térmica global, Dilatação diferencial.

1. INTRODUÇÃO

Alguns dos equipamentos mais comuns em satélites, presentes em grande parte das missões, são as câmaras detetoras de radiação, como a infra-vermelho, a de raios X, a de raios Gama, etc. Para ter uma maior sensibilidade, esses sensores devem operar a temperaturas criogênicas (da ordem de 100 K). Não há troca de calor por convecção em ambiente espacial e a troca por radiação em temperaturas criogênicas pode ser desprezada. Desta forma, o único modo de transferência de calor entre a estrutura do satélite e o sensor criogênico, é a condução pelos dispositivos de fixação do sensor na estrutura. A temperatura média do satélite oscila em torno de 300 K . Essa diferença de temperatura gera um fluxo de calor entre a estrutura do satélite e o sensor, prejudicando a performance do sensor. Com o objetivo de reduzir este fluxo de calor por condução, Milanez e Mantelli (1998) propuseram um dispositivo para acoplar o sensor à estrutura do satélite. Este dispositivo, chamado diodo térmico, é mostrado na Fig. 1. Ele consiste basicamente de um parafuso, uma porca e um disco com um furo

central. O parafuso e a porca são feitos de aço inoxidável e o disco de alumínio, que são metais com coeficientes de expansão térmica diferentes. A cabeça do parafuso é fixa no sensor e a porca na estrutura do satélite, não necessariamente nesta ordem. Na montagem do satélite em terra, à temperatura ambiente, é dado um torque de aperto ao parafuso para conferir ao sistema a rigidez necessária até o satélite atingir a órbita definitiva (Fig. 1.a). Em sua órbita final, o satélite não estará mais sujeito a acelerações e o sensor é resfriado até seu nível de temperatura operacional. A contração diferencial da haste e do disco devido ao resfriamento, faz com que haja o desacoplamento do diodo aumentando a resistência ao fluxo de calor entre o sensor e a estrutura do satélite (Fig. 1.b).

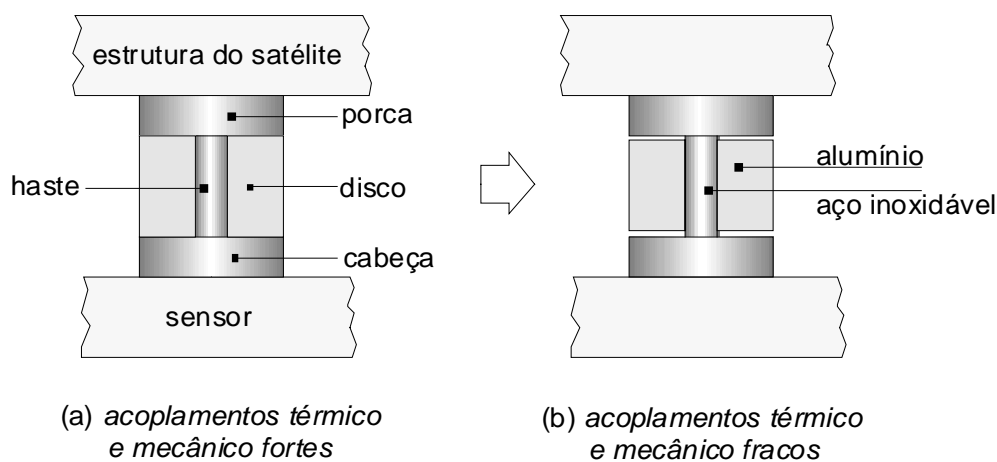


Figura 1 - Esquema do mecanismo de atuação do diodo térmico.

Vários pesquisadores vêm apresentando diferentes concepções de diodos térmicos, geralmente para aplicações em controle térmico de satélites (Naes and Nast, 1985, Nast *et al.*, 1982, Frank and Nast, 1985, Van Oost *et al.*, 1991). O funcionamento de cada um se baseia num princípio físico diferente, sendo que cada um foi desenvolvido para uma função específica. Em comum, todos os diferentes tipos de diodos térmicos têm a característica de apresentar resistência térmica variável. A resistência térmica global do diodo mostrado acima é função da sua temperatura média.

Neste trabalho são apresentados a bancada e o procedimento experimentais, desenvolvidos para medir a resistência térmica global de um protótipo deste diodo térmico em função da sua temperatura média. Os resultados obtidos são apresentados e comparados com modelos teóricos desenvolvidos por Milanez e Mantelli (1999). O objetivo deste trabalho é demonstrar a viabilidade técnica deste diodo, mostrando que a resistência térmica global aumenta com a diminuição da sua temperatura média.

2. BANCADA EXPERIMENTAL

A montagem experimental consiste basicamente de uma câmara de vácuo, uma placa fria, um aquecedor elétrico e um escudo de radiação. Ela é mostrada esquematicamente na Fig. 2. O modelo de engenharia do diodo tem formato cilíndrico, de 40 mm de comprimento por 24 mm de diâmetro, haste de diâmetro 6 mm e porca e cabeça de espessura 8 mm. O parafuso e a porca são feitos de aço inoxidável ASTM A306 e o disco de alumínio. O diodo é fixado sobre a placa fria, com pasta térmica para vácuo, de modo que uma das suas extremidades é mantida

à temperatura constante, de aproximadamente 78 K. Um aquecedor elétrico de pequena espessura e mesmo diâmetro do diodo, é colado com pasta térmica na outra extremidade. Sobre o aquecedor é colocado um cobertor do tipo MLI (Multilayer Insulator Blanket) para minimizar as perdas de calor para as paredes do escudo de radiação.

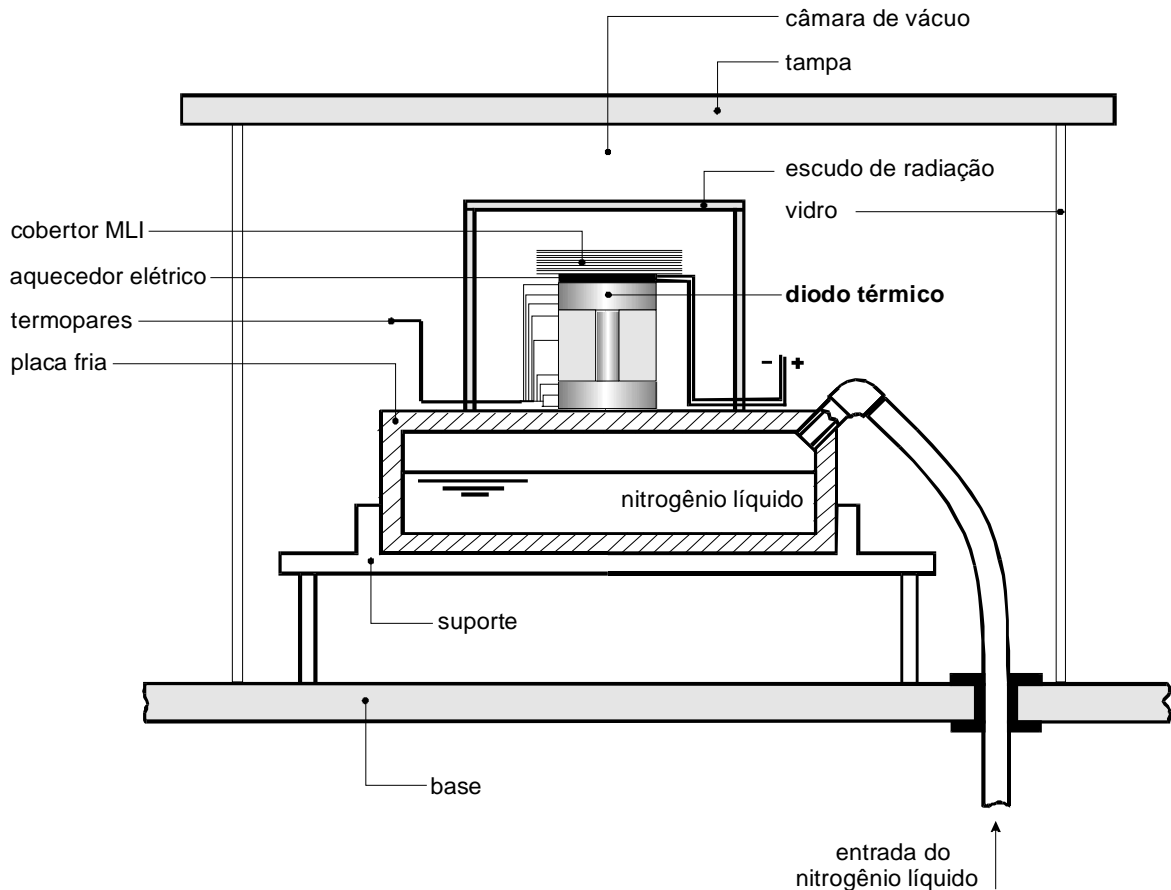


Figura 2 - Bancada experimental.

Ao longo do diodo são feitas medidas internas e superficiais de temperaturas através de termopares bastante finos. Envolvendo a montagem, é colocado um escudo de radiação para bloquear as trocas radiativas entre o diodo e o ambiente externo. A placa fria é colocada sobre um suporte de Teflon, apoiado na base da câmara de vácuo. Uma campânula de vidro com uma tampa de aço envolve o experimento. O vácuo dentro da câmara é da ordem de 4.10^{-6} mbar. Os componentes da montagem experimental são apresentados em maiores detalhes a seguir.

2.1 Placa fria

A placa fria consiste de um cilindro de cobre oco, de dimensões externas $\Phi 300 \times 80$ mm. A cavidade da placa fria está conectada ao exterior da câmara de vácuo por dois tubos flexíveis de aço inoxidável. Por um dos tubos é injetado nitrogênio líquido que está armazenado num tanque pressurizado. O outro tubo está em comunicação com a atmosfera, de forma que a temperatura da placa fria tende à de saturação do nitrogênio líquido à pressão atmosférica. Devido à alta condutividade do cobre, toda a placa se mantém a uma temperatura homogênea.

2.2 Aquecedor elétrico

O aquecedor consiste de um enrolamento em espiral de um fio de Nicrothal® de $0,254\text{ mm}$ de diâmetro. A espiral é revestida nos dois lados por fita de Kapton® para isolamento elétrico e recoberta com fita de alumínio para distribuir o calor mais uniformemente. O formato do aquecedor é de um disco de diâmetro 24 mm e espessura 1 mm .

Para eliminar a condução do calor vindo do ambiente a 300 K em direção ao aquecedor, que pode atingir temperaturas de 100 K , os fios de alimentação são aterrados termicamente. Procedimento semelhante foi adotado com os fios dos termopares. Maiores detalhes do aterramento térmico serão dados posteriormente.

2.3 Escudo de radiação

O escudo consiste de um copo de alumínio de 75 mm de diâmetro, 100 mm de altura e espessura de parede $1,5\text{ mm}$. O copo é assentado sobre a placa fria. O bom contato térmico entre o copo e a placa fria é melhorado com pasta térmica. Dada a alta condutividade do alumínio, o copo se mantém a uma temperatura uniforme e próxima à da placa fria. Medições feitas em diversos pontos do escudo, indicaram uma diferença máxima de menos de $1,5\text{ K}$ com relação à placa fria. Desta forma todo o diodo fica envolvido numa cavidade a uma temperatura uniforme e constante ao longo do tempo. O calor da radiação ambiente, absorvida pelo escudo, é conduzido diretamente para a placa fria, sem passar pelo diodo.

2.4 Termopares

Os termopares utilizados são do tipo “T”, de alta pureza e bitola AWG40. Todos os termopares foram feitos com fios do mesmo lote. Eles estão distribuídos em 17 pontos ao longo do diodo de acordo com a Fig. 3. As temperaturas são medidas lendo-se as tensões nos termopares através de um sistema de aquisição de dados modelo HP 3497A, com resolução de $1\text{ }\mu\text{V}$.

Aterramento térmico. Para minimizar a troca de calor, através do termopar, entre o sistema de aquisição e o diodo, é necessário fazer o aterramento térmico dos fios de termopares, como foi feito com os fios de alimentação do aquecedor. O aterramento térmico consiste em fixar, através de fitas de alumínio adesivadas, parte do termopar (150 mm em 500 mm de comprimento total) sobre a placa fria. A Fig. 4 mostra um esquema do aterramento térmico dos termopares, em corte transversal. A alta condutividade do alumínio, bem como a sua baixa emissividade, fazem com que a fita atinja uma temperatura bem próxima à da placa fria. Desta forma, o calor conduzido pelos fios dos termopares é dissipado na placa fria antes de chegar até o diodo.

Calibração dos termopares. A temperatura de referência dos termopares é compensada eletronicamente no sistema de aquisição de sinais, através do ajuste de um resistor variável. Os 17 termopares utilizados são colocados, juntamente com um termômetro padrão de bulbo com mercúrio com precisão $0,05\text{ K}$, dentro de um calorímetro, a uma temperatura próxima à da ambiente. Após o equilíbrio térmico dos termopares e do termômetro padrão, é feito o ajuste do sistema de aquisição para que, em média todos os termopares indiquem a mesma temperatura lida no termômetro padrão. A variação máxima das leituras de cada termopar é de $\pm 0,1\text{ K}$ em torno do valor lido no termômetro padrão. Em seguida, os termopares são mergulhados num recipiente com nitrogênio líquido à pressão atmosférica. As leituras apresentam valores dentro da faixa de $80,8\pm 0,2\text{ K}$. A temperatura de saturação do nitrogênio líquido, à pressão atmosférica é $77,4\text{ K}$, o que significa um erro sistemático dos termopares de

3,4 K. Admite-se que este erro sistemático seja constante para toda a faixa de temperaturas dos testes (de 78 a 145 K), assim como o erro aleatório de $\pm 0,2$ K. A conversão entre o sinal de tensão lido no termopar e a temperatura é feita através do polinômio interpolador fornecido pelo fabricante dos termopares. O erro aleatório do polinômio é de $\pm 0,4$ K, assim, o erro aleatório total é dado pela soma quadrática do erro aleatório da calibração à temperatura de saturação do nitrogênio líquido ($\pm 0,2$ K) com o erro aleatório do polinômio interpolador ($\pm 0,4$ K), que resulta em $\pm 0,5$ K.

Portanto, o resultado das medições de temperatura é o valor dado pelo polinômio interpolador (T_p), que é calculado em função do sinal (mV) gerado pelo termopar, subtraído do erro sistemático (3,4 K) e somado ao erro aleatório total ($\pm 0,5$ K), ou seja:

$$T = T_p - 3,4 \pm 0,5 \quad (1)$$

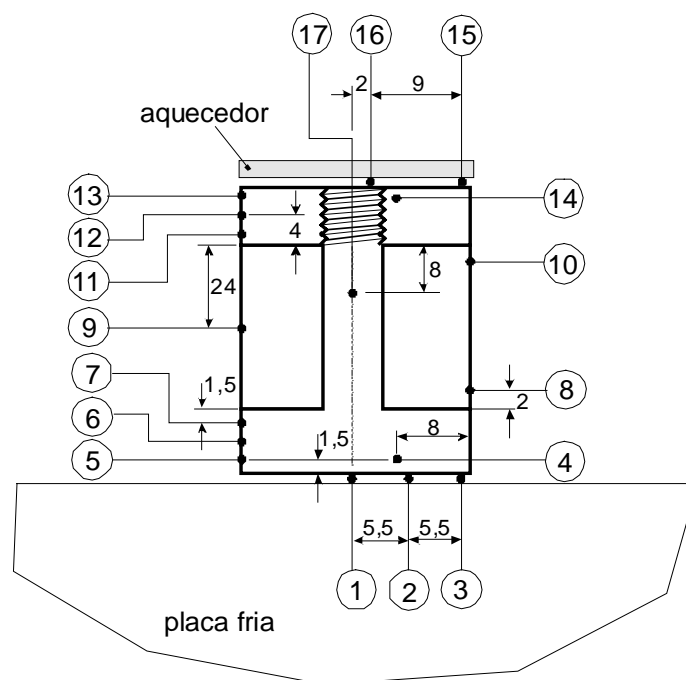


Figura 3 - Localização dos termopares.

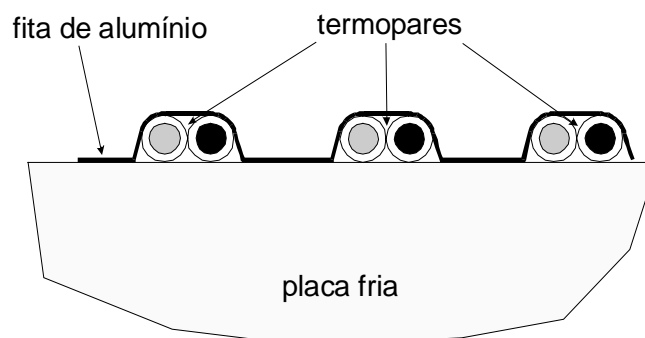


Figura 4 – Detalhe do aterramento térmico dos termopares.

3. Metodologia de ensaio

Para diversos níveis de potência, em ordem decedente, aguarda-se o sistema atingir o regime permanente para se fazer a aquisição das temperaturas. O sistema é considerado em regime permanente quando as temperaturas não variam mais de $0,1\text{ K}$ em 15 minutos, o que significava um tempo de estabilização de até $2,5$ horas quando o diodo está desacoplado. A resistência térmica global do diodo $R_g [K/W]$ é calculada como:

$$R_g = \frac{T_{m1} - T_{m2}}{Q} \quad (2)$$

onde $T_{m1} [K]$ e $T_{m2} [K]$ são as temperaturas médias nas interfaces entre o aquecedor e o diodo e entre o diodo e a placa fria, respectivamente. A temperatura T_{m1} é calculada fazendo uma média aritmética entre as temperaturas lidas pelos termopares 15 e 16 (Fig. 3) e T_{m2} entre as temperaturas dos termopares 1 , 2 e 3 . As temperaturas T_{m1} e T_{m2} são calculadas como:

$$T_{m1} = \frac{T_{15} + T_{16}}{2}, \quad T_{m2} = \frac{T_1 + T_2 + T_3}{3} \quad (3)$$

O fluxo total de calor $Q [W]$ que atravessa o diodo é dado pela potência total dissipada no aquecedor elétrico, ou seja:

$$Q = V I \quad (4)$$

onde $V [V]$ e $I [A]$ são a tensão e a corrente de alimentação da fonte, respectivamente. A temperatura média do diodo $T_m [K]$ é calculada pela seguinte equação:

$$T_m = \frac{T_{m1} + T_{m2}}{2} \quad (5)$$

Incerteza experimental. As perdas de calor do aquecedor elétrico para o escudo de radiação e para a placa fria foram estimadas da ordem de 1% da potência total dissipada no aquecedor elétrico. A perda de calor para o escudo se dá por radiação e a perda de calor para a placa fria, por condução pelos fios de alimentação do aquecedor, que estão termicamente aterrados ela. A perda de calor por condução pelos fios dos termopares foram estimadas em aproximadamente $0,1\%$ da potência total dissipada no aquecedor elétrico.

As incertezas das leituras de tensão e corrente de alimentação do aquecedor elétrico são $\pm 0,01\text{ V}$ e $\pm 0,01\text{ A}$, respectivamente. Como exposto anteriormente, as incertezas das leituras de temperatura são de $\pm 0,5\text{ K}$ (Eq. 1). Seguindo a metodologia descrita por Holman (1994), o erro propagado dos valores da resistência global, calculadas de acordo com as Eqs. (2) a (4) e das temperaturas médias (Eq. 5) são apresentados na próxima seção, juntamente com os resultados experimentais.

4. Resultados

As temperaturas medidas pelos termopares, localizados conforme a Fig. 3, são apresentados na Fig. 5, para sete diferentes níveis de potência do aquecedor elétrico. Em todas as curvas pode-se distinguir três patamares de temperatura, que correspondem à cabeça do

diodo (termopares de 1 a 7), ao disco (termopares de 8 a 10) e à porca (termopares de 11 a 16). Observa-se que, à medida que a potência diminui, as temperaturas também diminuem.

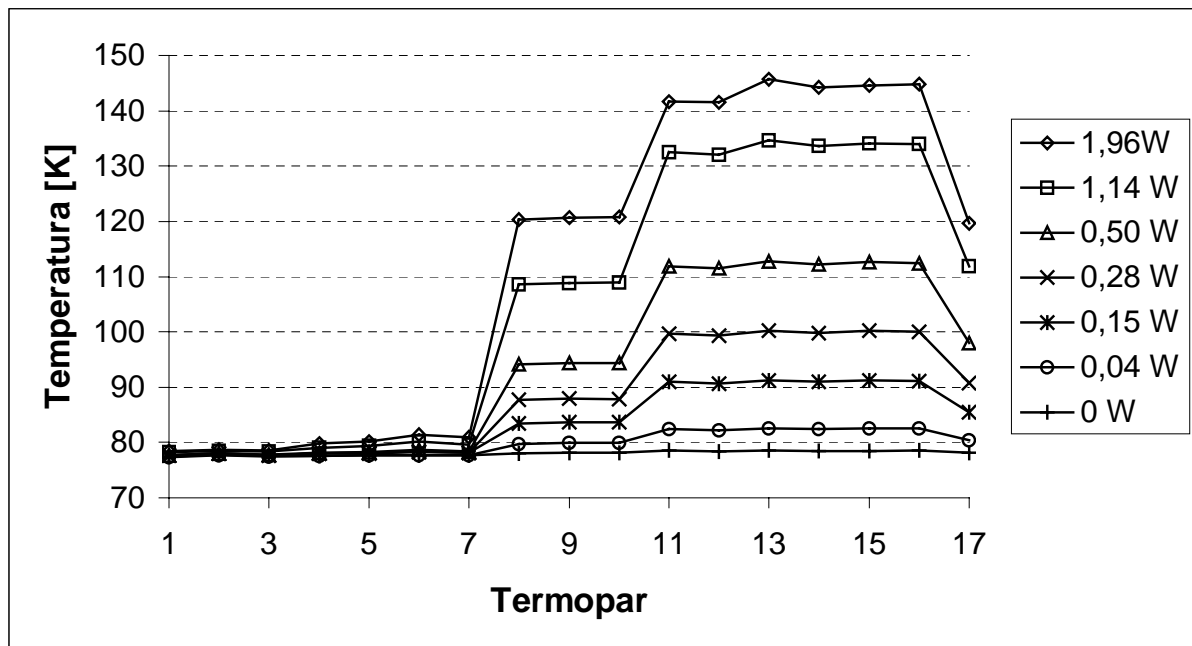


Figura 5 - Distribuições de temperaturas obtidas experimentalmente, para os diferentes níveis de potência do aquecedor.

A curva de potência $0,04W$ (Fig. 5) mostra o diodo desacoplado. O desacoplamento é constatado através do tempo necessário para estabilização da temperatura do disco (termopares 8, 9 e 10), da ordem de 1 hora a mais do que do restante do diodo. Para a curva de potência $0,15W$, as temperaturas estabilizaram ao mesmo tempo, indicando que o diodo ainda está acoplado. Portanto, o desacoplamento ocorre a uma temperatura intermediária às temperaturas médias das duas curvas ($0,04$ e $0,15W$). A temperatura média do diodo no instante do desacoplamento é considerada uma média entre as temperaturas médias das duas curvas (80 e $84,4\text{ K}$, respectivamente), ou seja, aproximadamente $82,2 \pm 2,2\text{ K}$.

A Tab. 1 apresenta as leituras das temperaturas, da tensão e da corrente de alimentação do aquecedor, bem como os valores calculados das temperaturas médias, conforme as Eqs. (3) e (5), da potência dissipada no aquecedor elétrico (Eq. 4), da resistência térmica global (Eq. 2) e as respectivas incertezas experimentais. Pode-se perceber, através das duas últimas linhas desta tabela, que à medida que a temperatura média T_m do diodo diminui, a resistência térmica global do diodo R_g aumenta.

A Fig. 6 mostra uma comparação entre os valores medidos da resistência global do protótipo e a previsão teórica. A obtenção da curva teórica é apresentada em Milanez and Mantelli (1999). Para a condição de desacoplamento, a resistência global medida é 25% maior que a prevista teoricamente. Esta diferença é devida à resistência de contato da rosca entre a porca e o parafuso, que não foi computada teoricamente. Conforme é exposto por Milanez and Mantelli (1999), não existe nenhum modelo disponível na literatura para calcular a resistência de contato em uniões roscadas. Para temperaturas acima da temperatura de desacoplamento ($T_m > 82,2\text{ K}$), as diferenças crescem. O valor medido chega a ser 11 vezes maior que o calculado teoricamente para a temperatura média do diodo $T_m = 95,2\text{ K}$.

Tabela 1 - Resumo das medições e das incertezas experimentais.

I [A]	0,49±0,01	0,38±0,01	0,25±0,01	0,19±0,01	0,14±0,01	0,07±0,01	0
V [V]	4,00±0,01	3,00±0,01	2,00±0,01	1,50±0,01	1,10±0,01	0,60±0,01	0
T ₁ [K]	78,5±0,5	78,3±0,5	77,7±0,5	77,7±0,5	77,7±0,5	77,4±0,5	77,5±0,5
T ₂ [K]	78,7±0,5	78,5±0,5	78,0±0,5	78,0±0,5	78,0±0,5	77,7±0,5	77,8±0,5
T ₃ [K]	78,6±0,5	78,4±0,5	77,8±0,5	77,7±0,5	77,7±0,5	77,4±0,5	77,5±0,5
T ₁₅ [K]	144,6±0,5	134,1±0,5	112,7±0,5	100,2±0,5	91,2±0,5	82,5±0,5	78,5±0,5
T ₁₆ [K]	144,8±0,5	134,0±0,5	112,5±0,5	100,1±0,5	91,1±0,5	82,5±0,5	78,6±0,5
T _{m1} [K]	144,7±0,4	134,0±0,4	112,6±0,4	100,1±0,4	91,1±0,4	82,5±0,4	78,5±0,4
T _{m2} [K]	78,6±0,3	78,4±0,3	77,8±0,3	77,8±0,3	77,8±0,3	77,5±0,3	77,6±0,3
Q [W]	1,96±0,04	1,14±0,03	0,50±0,02	0,28±0,02	0,15±0,01	0,04±0,01	0
T _m [K]	111,6±0,2	106,2±0,2	95,2±0,2	89,0±0,2	84,4±0,2	80,0±0,2	78,0±0,2
R _g [K/W]	34±1	49±1	70±3	80±6	89±7	125±34	-

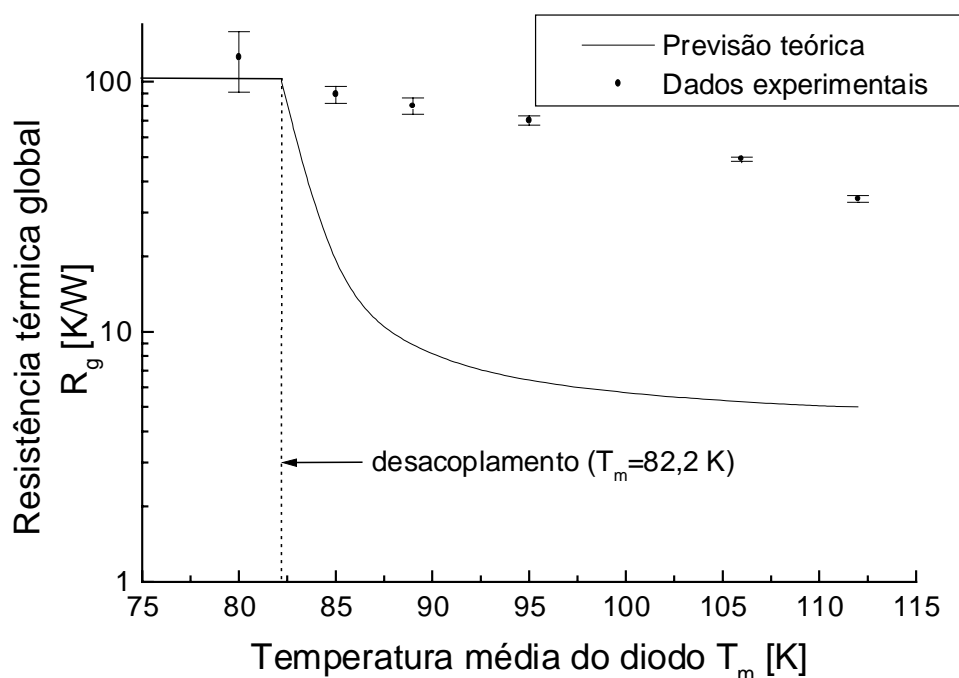


Figura 6 - Comparação entre os dados experimentais e a previsão teórica da resistência térmica global em função da temperatura média do diodo.

Acredita-se que a grande diferença entre a previsão teórica e os resultados experimentais, observada na Fig. 6 para temperaturas acima da temperatura de desacoplamento ($T_m > 82,2$ K), seja devido a ondulações nas superfícies de contato, resultantes do processo de polimento das superfícies. Na curva teórica, a resistência de contato foi calculada pelo modelo de Yovanovich (1981), que foi desenvolvido para superfícies sem ondulações. Segundo Yovanovich (1984), uma ondulação de $1,5 \mu\text{m}$ já é suficiente para que o modelo utilizado na previsão teórica seja inviável. Consideração equivalente é feita por Clausing (1966) quando estuda o contato de superfícies com ondulações da ordem de $5 \mu\text{m}$. Medições feitas nas

superfícies de contato do diodo mostram ondulações de aproximadamente $25 \mu m$ e que, portanto, desempenham um papel determinante na resistência de contato. Esta influência não pode ser computada teoricamente porque não existe na literatura modelos para o cálculo da resistência de contato que levem em conta o efeito das ondulações do diodo em estudo. Os modelos disponíveis (tais como Clausing, 1966, Lambert and Fletcher, 1997 e Yovanovich, 1986) não podem ser aplicados para a geometria do diodo em questão, o que resulta nas grandes diferenças entre os resultados teóricos e experimentais.

5. Sumário e conclusões

Neste trabalho são apresentados a bancada e o procedimento experimentais desenvolvidos para medir a resistência térmica global de um diodo térmico, projetado para minimizar o fluxo de calor entre a estrutura do satélite e sensores criogênicos. As medições foram feitas em ambiente de vácuo e em níveis criogênicos de temperatura.

Os dados experimentais obtidos neste trabalho são apresentados e comparados com um modelo teórico apresentado na literatura. A previsão teórica não leva em conta as parcelas da resistência de contato da rosca e do efeito das ondulações presentes nas superfícies de contato, devido à indisponibilidade de modelos apropriados na literatura. Por isso a previsão teórica subestima os resultados experimentais.

O principal objetivo deste trabalho, que é demonstrar experimentalmente a viabilidade técnica deste diodo térmico, foi alcançado. Os resultados experimentais mostram que, à medida que a temperatura média do diodo diminui, a sua resistência térmica global aumenta.

Agradecimentos

Os autores gostariam de agradecer à Agência Espacial Brasileira (AEB) e à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo suporte financeiro.

REFERÊNCIAS

- Clausing, A. M., 1966, Heat Transfer at the Interface of Dissimilar Materials-The Influence of the Thermal Strain, Journal of Heat Mass Transfer, Vol. 9, pp. 791-801, Pergamon Press.
- Frank, D. J. and Nast, T. C., 1985, Getter-Activated Cryogenic Thermal Switch, Proceedings on Cryogenic Engineering Conference Cambridge, pp. 933-940.
- Holman, J. P., 1994, Experimental Methods for Engineers, 6a Edição, Ed. McGraw-Hill, Singapura.
- Lambert, M. A. and Fletcher, L. S., 1997, Design Graphs for Contact Conductance of Metals, 32nd Thermophysics Conference, AIAA 97-2462.
- Milanez, F. H. e Mantelli, M. B. H., 1998, Modelamento Analítico e Numérico de um Diodo Térmico para Aplicações Espaciais, 7º Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências Térmicas, Rio de Janeiro.
- Milanez, F. H. and Mantelli, M. B. H., 1999, A New Passive Heat Switch Conception For Space Applications, 33TH National Heat Transfer Conference, Albuquerque, NM.
- Naes, L. and Nast, T., 1985, A Self Actuated Thermal Switch for Operation with Redundant Mechanical Refrigerators, Proceedings on Cryogenic Engineering Conference Cambridge, pp. 925-932.
- Nast, T., Bell, G. and Barnes, C., 1982, Development of Gas Gap Cryogenic Thermal Switch, Advances in Cryogenic Engineering Vol. 27, Plenum Press, New York, pp. 1117-1124.

- Van Oost, S., Bekaert, G., Bhatti, R. S., Scull, S. and Jewell, C., 1991, A Heat Switch for Space Cryocooler Applications, Proceedings of the 4th European Symposium on Space Environmental and Control Systems, pp. 209-216.
- Yovanovich, M. M., 1981, Thermal Contact Correlations, Spacecraft Radiative Heat Transfer and Temperature Control, Edited by T. E. Horton, Progress in Astronautics and Aeronautics, Vol.83, NY.
- Yovanovich, M. M., 1984, Thermal Contact Conductance: Theory and Applications, Apostila da Disciplina Transferência de Calor da Engenharia Mecânica da Universidade de Waterloo.
- Yovanovich, M. M., 1986, Recent Developments in the Thermal Contact, Gap and Joint Conductance Theories and Experiment, Proceedings of the 8th International Heat Transfer Conference, San Francisco, CA, pp. 35-45.

MEASUREMENTS OF THE OVERALL THERMAL RESISTANCE OF A HEAT SWITCH FOR SPACE APPLICATIONS

***Abstract.** Heat switches are devices which present variable overall thermal resistance. Several researchers have been presented different heat switch conceptions for satellite thermal control applications. The heat switch under study in this work, presents an overall thermal resistance which is dependent of its mean temperature and was developed to insulate the radiation sensors from the satellite structure. The working principle of the heat switch is based on the differential thermal expansion of two distinct metals. The decreasing of the heat switch mean temperature causes an increasing of the thermal contact resistance between two components of the heat switch, due to the decreasing of the contact pressure. In this work, an experimental study, performed to obtain measurements of the overall thermal resistance of this heat switch is described. The data were obtained under vacuum and cryogenic temperature conditions. The obtained data is compared with theoretical predictions, available in the literature. The main purpose of this experimental study, is to show the technical viability of this heat switch.*

***Keywords:** Heat switch, Overall thermal resistance, Differential thermal expansion.*