

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA
TESE DEFENDIDA POR Roberto Mac-Intyer
Simões E APROVADA
PELA COMISSÃO JULGADORA EM 15 / 07 / 2011
.....
ORIENTADOR

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

Roberto Mac-Intyer Simões

**ESTUDO EXPERIMENTAL DA TRANSFERÊNCIA
DE CALOR CONJUGADA CONVECÇÃO
NATURAL-CONDUÇÃO EM CANAL VERTICAL
COM ELEMENTOS PROTUBERANTES
AQUECIDOS**

Campinas, 2011.

Roberto Mac-Intyer Simões

ESTUDO EXPERIMENTAL DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR CONJUGADA CONVECÇÃO NATURAL-CONDUÇÃO EM CANAL VERTICAL COM ELEMENTOS PROTUBERANTES AQUECIDOS

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: **Térmica e Fluidos**

Orientador: **Prof. Dr. Marcelo Moreira Ganzaroli**

Campinas
2011

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

Si51e Simões, Roberto Mac-Intyer
Estudo experimental da transferência de calor
conjugada convecção natural-condução em canal vertical
com elementos protuberantes aquecidos / Roberto Mac-
Intyer Simões. --Campinas, SP: [s.n.], 2011.

Orientador: Marcelo Moreira Ganzarolli.
Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de
Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Calor - Transmissão. I. Ganzarolli, Marcelo
Moreira. II. Universidade Estadual de Campinas.
Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: Experimental study of conjugate natural convection-conduction
heat transfer in vertical channel with heated protruding
elements

Palavras-chave em Inglês: Heat Transfer

Área de concentração: Térmicas e Fluidos

Titulação: Mestre em Engenharia Mecânica

Banca examinadora: Carlos Alberto Carrasco Altemani, Admilson Teixeira
Franco

Data da defesa: 15-07-2011

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENERGIA**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**ESTUDO EXPERIMENTAL DA TRANSFERÊNCIA
DE CALOR CONJUGADA CONVECÇÃO
NATURAL-CONDUÇÃO EM CANAL VERTICAL
COM ELEMENTOS PROTUBERANTES
AQUECIDOS**

Autor: **Roberto Mac-Intyer Simões**

Orientador: **Prof. Dr. Marcelo Moreira Ganzarolli**

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



**Prof. Dr. Marcelo Moreira Ganzarolli, Presidente
FEM/UNICAMP**



**Prof. Dr. Carlos Alberto Carrasco Altemani
FEM/UNICAMP**



**Prof. Dr. Admilson Teixeira Franco
DAMEC/UTFPR**

Campinas, 15 de Julho de 2011.

Dedicatória

Dedico este trabalho aos meus pais, irmãos, familiares e amigos.

Agradecimentos

À minha família, especialmente aos meus pais, Paulo e Marta, e meus irmãos, Marina, Luís, Thales e Ana Carolina, pelo incentivo em todos os momentos da minha vida profissional e pessoal. Obrigado pelo carinho, atenção, amor e pela companhia em mais uma caminhada!

Ao meu orientador, Marcelo Moreira Ganzarolli, pela excelente orientação, conduzida pelo respeito, dedicação, paciência, seriedade, sapiência e bom humor. Agradeço por todos os ensinamentos!

À CAPES, pelo financiamento deste trabalho.

Ao professor Altemani, pelo exemplo de ética e conduta. Agradeço pelos ensinamentos em relação ao ensino e pesquisa. Agradeço também a todos os professores e colegas do departamento, que ajudaram de forma direta e indireta na conclusão deste trabalho.

À Gustavo Pires, grande amigo desde os tempos de FEIS/UNESP. À Sabrina Poletto, pela maravilhosa companhia durante estes anos de mestrado, sempre ao meu lado.

Aos amigos de CFDLab, e do Depto de Energia: Alexander Cordova, André Damiani, Bruna de Barros, Bruno Flora, Christiano Santin, Daniel Portioli, Danilo Carvalho, Eduardo Welzl, Fabíola Figueiredo, Francesco Tornesello, Francisco Barbosa, Glauber Colnago, Guilherme Ayek, Ismael Marchi, Jéssica Pillon, Johnathan Flores, Lucas Resende, Luis Lima, Luis Gómez, Marco Antonio, Natália Porto, Thiago Antonini, Yara Tadano. Aos meus grandes amigos da UNICAMP e de Campinas: Aline Sampaio, Ana Luisa Soubhia, Angélica de Souza, Camila Fadel, Carla Polo, Diogo Stuaní, Henrique Laitano, Joice Paiva, Luis Rodrigues, Milena Lizana, Mônica Frigeri, Patrícia Akao.

Aos funcionários do DE: Adriano Moraes, Alcimar da Silveira, Neusa Maria.

“Ad augusta, per angusta” - Mote Latino

“Chegar a resultados excelentes, por caminhos estreitos”

Resumo

Simões, Roberto Mac-Intyer, *Estudo experimental da transferência de calor conjugada convecção natural-condução em canal vertical com elementos protuberantes aquecidos*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2011. 97p. Dissertação (Mestrado)

Realizou-se uma análise experimental para estudar a transferência de calor conjugada convecção natural-condução em um canal vertical de placas paralelas contendo aquecedores bidimensionais protuberantes discretos distribuídos uniformemente sobre a superfície de uma das placas (substrato condutivo). O objetivo é prever a distribuição de sobretemperatura local nos elementos protuberantes em um aquecimento não uniforme, baseada nas medições dos elementos da matriz da função de *Green* discreta inversa, chamados de coeficientes de influência conjugados. O método de superposição linear foi utilizado sob a condição de que o efeito do empuxo local é insignificante comparado com o escoamento global induzido ao longo do canal. O canal é composto de uma placa de epóxi de 0,0016 m de espessura, com sete fontes de calor protuberantes de alumínio polido montadas em sua superfície, e uma placa adiabática lisa na parede oposta. O canal tem 0,365 m de altura e 0,340 m de largura. Na análise experimental, os espaçamentos entre as paredes do canal utilizados foram $b=20\text{mm}$ e $b=30\text{mm}$. A máxima potência global imposta no canal foi 70W. Os coeficientes de influência conjugados foram determinados a partir dos perfis de sobretemperaturas obtidos a partir de experimentos de aquecimento uniforme e experimentos com um elemento desligado. Esses coeficientes, em diferentes níveis de potência, foram utilizados para comparar os perfis de sobretemperatura experimentais e os perfis preditos pelo método da função de *Green* discreta inversa. A aplicação desta metodologia para o problema de transferência de calor conjugado por convecção natural-condução fornece uma predição razoável da distribuição de sobretemperatura para uma dissipação de potência arbitrária nos elementos protuberantes.

Palavras Chave: Transferência de Calor; Canal Vertical; Função de *Green*; Elementos Protuberantes.

Abstract

Simões, Roberto Mac-Intyer, *Experimental study of conjugate natural convection-conduction heat transfer in vertical channel with heated protruding elements*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2011. 97p. Dissertação (Mestrado)

An experimental analysis was performed to study conjugate natural convection-conduction heat transfer in a vertical parallel plate channel containing discrete and protruding two-dimensional heaters distributed uniformly on the surface of one of the plates (conductive substrate). The objective is to predict the local overtemperature distribution in the protruding elements by nonuniform heating, based on measurements of the inverse discrete *Green's* function matrix elements, called conjugate influence coefficients. The linear superposition method was used, assuming the condition of negligible local buoyancy effect compared to the global flow induced throughout the channel. The channel is composed of an epoxy plate 0.0016 m thick, with seven protruding heat sources of polished aluminum mounted on its surface, and an adiabatic smooth plate on the opposite wall. The channel is 0.365 m long and 0.34 m wide, with channel wall to wall spacing of 0.02 m. In the experimental analysis, the spacing between the channel walls utilized was $b=0.020\text{m}$ and $b=30\text{mm}$. The maximum global power imposed on the channel was 70W. The conjugate influence coefficients were determined from the overtemperatures profiles obtained from the uniform heating experiments and the no-power experiments. These coefficients, at different power levels, were utilized to compare the experimental overtemperature profiles and the overtemperature profiles predicted by the inverse discrete *Green's* function method. The application of this methodology for the conjugate natural convection-conduction heat transfer problem provided a reasonable prediction of overtemperature distribution for arbitrary power dissipation in the protruding elements.

Keywords: Heat Transfer; Vertical Channel; *Green's* Function; Protruding Elements

Lista de Ilustrações

| | |
|--|----|
| Figura 2.1 Diagrama Esquemático da configuração utilizada por Anderson e Moffat (1992) | 6 |
| Figura 2.2 Discretização da superfície de transferência de calor e a medida da matriz da função de <i>Green</i> discreta inversa [Fonte: Mukerji e Eaton (2005)] | 9 |
| Figura 2.3 Efeito do parâmetro Gr_{ad}/Re_B^2 no numero de Nusselt local [Fonte: Ortega e Moffat, (1986)]..... | 13 |
| Figura 2.4 coeficiente adiabático de transferência de calor para vários espaçamentos [Fonte: Ortega e Moffat, (1986)] | 14 |
| Figura 3.1 Dimensões do canal, os eixos coordenados e as componentes de velocidade adotados | 17 |
| Figura 3.2 Perfis hipotéticos de temperatura para experimento com aquecimento uniforme e experimento com um elemento desligado | 26 |
| Figura 4.1 Diagrama esquemático do aparato experimental | 29 |
| Figura 4.2 Vista lateral do aparato experimental com os canais abertos nas laterais | 29 |
| Figura 4.3 Pontos de medição de temperatura e uma vista 3D dos elementos protuberantes e sua montagem | 30 |
| Figura 4.4 Placa de epóxi com os sete elementos montados em sua superfície | 32 |
| Figura 4.5 Estrutura do aparato experimental | 33 |
| Figura 5.1 Variação da sobretemperatura experimental medida no elemento # 4 em relação à variação da potência global | 37 |
| Figura 5.2 Variação dos coeficientes de influência conjugados g_{24}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{64}^{-1} em relação à potência global aplicada | 38 |
| Figura 5.3 Análise de incerteza das medidas indiretas de g_{44}^{-1} | 40 |
| Figura 5.4 Variação da sobretemperatura experimental medida no elemento # 4 em relação à variação da potência global | 41 |
| Figura 5.5 Variação do coeficiente de influência conjugado g_{44}^{-1} em relação à potência global aplicada | 42 |
| Figura 5.6 Perfis de sobretemperatura para o nível de potência global de 7W | 44 |

| | |
|--|----|
| Figura 5.7 Perfis de sobretemperatura para o nível de potência global de 35W | 45 |
| Figura 5.8 Perfis dos coeficientes de influência conjugados dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 7W | 47 |
| Figura 5.9 Perfis dos coeficientes de influência conjugados dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 35W..... | 48 |
| Figura 5.10 Perfis de sobretemperatura experimentais e preditos para os Casos Teste | 50 |
| Figura 5.11 Variação da sobretemperatura experimental medida nos elementos # 1, # 4 e # 7 em relação à variação da potência global aplicada..... | 53 |
| Figura 5.12 Variação dos coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} em relação à variação da potência global aplicada | 54 |
| Figura 5.13 Variação da sobretemperatura experimental medida nos elementos # 1, # 4 e # 7 em relação à variação da potência global aplicada..... | 56 |
| Figura 5.14 Variação dos coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} em relação à variação da potência global aplicada | 57 |
| Figura 5.15 Variação da sobretemperatura experimental medida nos elementos # 1, # 4 e # 7 em relação à variação da potência global aplicada..... | 58 |
| Figura 5.16 Variação dos coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} em relação à variação da potência global aplicada | 59 |
| Figura 5.17 Variação da sobretemperatura experimental medida no elemento # 4 em relação à distribuição de potência, para uma variação da potência global aplicada..... | 61 |
| Figura 5.18 Variação dos coeficientes de influência conjugados g_{44}^{-1} em relação à variação da potência global aplicada | 62 |
| Figura 5.19 Perfil de sobretemperatura para o nível de potência global de 14W..... | 65 |
| Figura 5.20 Perfis dos coeficientes de influência conjugados dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 14W | 66 |
| Figura 5.21 Perfil de sobretemperatura para o nível de potência global de 35W..... | 68 |
| Figura 5.22 Perfis dos coeficientes de influência conjugados dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 35W | 69 |
| Figura 5.23 Perfil de sobretemperatura para o nível de potência global de 70W..... | 70 |

| | |
|---|----|
| Figura 5.24 Perfis dos coeficientes de influência conjugados dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 70W | 71 |
| Figura 5.25 Perfis de sobretemperatura experimentais e preditos para os Casos Teste 01, 02 e 03 | 74 |
| Figura 5.26 Gráfico di-logarítmico dos coeficientes de influência conjugados interpolados | 77 |
| Figura 5.27 Comparação dos perfis de sobretemperatura experimentais e preditos dos casos teste | 78 |
| Figura 5.28 Comparação dos perfis de sobretemperatura experimentais e preditos dos casos teste | 80 |
| Figura B.1 Cavidades Superior e Inferior..... | 95 |
| Figura B.2 Face Frontal do Elemento # 7..... | 99 |

Lista de Tabelas

| | |
|---|----|
| Tabela 5-1 Coeficientes de influência conjugados g_{44}^{-1} em relação à potência aplicada no elemento # 4. | 38 |
| Tabela 5-2 Coeficientes de influência conjugados, g_{44}^{-1} , em relação à variação da potência aplicada no elemento # 4. | 41 |
| Tabela 5-3 Sobretemperaturas medidas para o nível de potência global de 7W | 43 |
| Tabela 5-4 Sobretemperaturas medidas para o nível de potência global de 35W | 44 |
| Tabela 5-5 Coeficientes de influência conjugados g_{ij}^{-1} para o nível de potência global de 7W. ... | 46 |
| Tabela 5-6 Matriz da função de <i>Green</i> discreta inversa para o nível de potência global de 35W | 47 |
| Tabela 5-7 Potência aplicada em cada elemento nos casos teste experimentais. | 50 |
| Tabela 5-8 Caso Teste 01 | 51 |
| Tabela 5-9 Caso Teste 02 | 51 |
| Tabela 5-10 Caso Teste 03 | 51 |
| Tabela 5-11 Coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} determinados para vários níveis de potência..... | 55 |
| Tabela 5-12 Coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} determinados para vários níveis de potência..... | 56 |
| Tabela 5-13 Coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} determinados para vários níveis de potência aplicada em cada elemento | 59 |
| Tabela 5-14 Potência aplicada no estudo da distribuição de potência no canal. | 60 |
| Tabela 5-15 Sobretemperaturas medidas para o nível de potência global de 14W | 64 |
| Tabela 5-16 Matriz da função de <i>Green</i> inversa para o nível de potência global de 14W | 66 |
| Tabela 5-17 Sobretemperaturas medidas para o nível de potência global de 35W | 67 |
| Tabela 5-18 Matriz da função de <i>Green</i> inversa para o nível de potência global de 35W | 68 |
| Tabela 5-19 Sobretemperaturas medidas para o nível de potência global de 70W | 70 |
| Tabela 5-20 Matriz da função de <i>Green</i> inversa para o nível de potência global de 70W | 71 |
| Tabela 5-21 Potência aplicada em cada elemento nos casos teste experimentais | 73 |
| Tabela 5-22 Caso Teste 01 | 74 |

| | |
|---|----|
| Tabela 5-23 Caso Teste 02 | 75 |
| Tabela 5-24 Caso Teste 03 | 75 |
| Tabela 5-25 Potência aplicada em cada elemento nos casos teste..... | 77 |
| Tabela 5-26 Caso Teste 01 – Interpolação dos coeficientes de influência conjugados | 78 |
| Tabela 5-27 Caso Teste 02 – Interpolação dos coeficientes de influência conjugados | 79 |
| Tabela 5-28 Potência aplicada em cada elemento nos casos teste..... | 79 |
| Tabela 5-29 Caso Teste 03 – Interpolação dos coeficientes de influência conjugados | 80 |
| Tabela 5-30 Caso Teste 04 – Interpolação dos coeficientes de influência conjugados | 81 |
| Tabela A-1 Resultados das análises de incerteza das medidas indiretas. | 91 |
| Tabela A-2 Resultados das análises de incerteza das medidas indiretas da predição de sobretemperatura..... | 91 |
| Tabela B-1 Dados do problema proposto..... | 95 |

Lista de Abreviaturas e Siglas

Letras Latinas

A - área superficial dos elementos protuberantes [m^2]

b - espaçamento entre as paredes do canal [m]

B - altura do elemento [m]

C_d - coeficiente de arrasto

c_p - calor específico a pressão constante [J/kg.K]

e - espessura da placa de epóxi [m]

E_{cn} - poder emissivo total de um corpo negro [W/m^2]

F_{ij} - fator de forma

g - aceleração da gravidade local [m/s^2]

Gr - número de Grashof

G - irradiação [W/m^2]

G^{-1} - Matriz da função de *Green* discreta inversa

g_{ij}^{-1} - coeficiente de influência

H - altura do canal [m]

h - coeficiente de transferência de calor [$W/m^2.K$]

J - radiosidade [W/m^2]

k - condutividade térmica [W/m.K]

\dot{m}' - vazão mássica do fluido no canal [kg/s]

N - número de elementos

Nu - número de Nusselt

P - pressão estática local [N/m^2]

P_h - pressão hidrostática local [N/m^2]

P' - pressão devida ao movimento do fluido [N/m^2]

Pr - número de Prandtl

q - taxa de transferência de calor dissipada no elemento protuberante [W]

Q_H - potência total dissipada no canal [W]

q' – taxa de transferência de calor [W/m]

Ra – número de Rayleigh

Re – número de Reynolds

S – Fator de distribuição

T – temperatura [°C]

ΔT_i – sobretemperatura do elemento i [°C]

ΔT_{ij} – aumento de temperatura em i devido à potência dissipada em j [°C]

t – tempo [s]

u – componente de velocidade na direção x [m/s]

v – componente de velocidade na direção y [m/s]

W – largura do canal [m]

Letras Gregas

α - difusividade térmica [m²/s]

β – coeficiente de expansão térmica [1/K]

ξ – coordenada adimensional

μ - viscosidade dinâmica [N.s/m²]

σ – constante de Stefan-Boltzmann

ρ – massa específica [kg/m³]

ν - viscosidade cinemática [m²/s]

Φ - função dissipação viscosa

τ_w – tensão de cisalhamento

Superescritos

— médio

´ por unidade de comprimento [1/m]

´´ por unidade de área [1/m²]

Subscritos

ad – adiabática

cv - convecção

e - elemento

m – média de mistura

rad – radiação

ref – referência

sup - superfície

∞ – ambiente

0 – entrada no canal

Siglas

DAMEC – Departamento Acadêmico de Mecânica

FEM – Faculdade de Engenharia Mecânica

UNICAMP – Universidade Estadual de Campinas

UTFPR – Universidade Tecnológica Federal do Paraná

SUMÁRIO

| | |
|--|-----------|
| 1. INTRODUÇÃO..... | 1 |
| 1.1 Motivação..... | 2 |
| 1.2 Objetivos | 3 |
| 1.3 Descrição da Dissertação | 3 |
| 2. REVISÃO DA LITERATURA..... | 4 |
| 2.1 Transferência de calor por convecção..... | 4 |
| 2.2 Descritores invariantes do processo de transferência de calor | 5 |
| 2.2.1 Coeficiente Adiabático de Transferência de Calor | 5 |
| 2.2.2 Coeficiente de influência baseado na função de Green discreta e sua inversa | 8 |
| 2.3 Convecção Induzida pelo Empuxo em Canais Verticais de Placas Paralelas | 11 |
| 3. ANÁLISE TEÓRICA | 16 |
| 3.1 Equações governantes | 16 |
| 3.2 Escoamento em Canais Verticais Abertos | 19 |
| 3.3 Descrição a partir da função de <i>Green</i> discreta..... | 23 |
| 4. ANÁLISE EXPERIMENTAL E TÉCNICAS DE MEDIÇÃO | 28 |
| 4.1 Introdução..... | 28 |
| 4.2 Montagem Experimental..... | 28 |
| 4.3 Casos experimentais analisados..... | 33 |
| 5. RESULTADOS E DISCUSSÕES..... | 35 |
| 5.1 Resultados para o canal com espaçamento entre as paredes $b=20\text{mm}$ | 36 |
| 5.1.1 Convecção Forçada Induzida pelo Empuxo | 36 |
| 5.1.2 Medição das Temperaturas e Cálculo dos Coeficientes de Influência Conjugados | 42 |
| 5.1.3 Predição de Sobretemperatura em Casos Teste de Aquecimento Não Uniforme | 49 |

| | | |
|----------|---|-----------|
| 5.2 | Resultados e Discussões para o canal com espaçamento entre as paredes $b=30\text{mm}$ | 52 |
| 5.2.1 | Convecção Forçada Induzida pelo Empuxo | 53 |
| 5.2.2 | Medição das Temperaturas e Cálculo dos Coeficientes de Influência Conjugados | 63 |
| 5.2.3 | Predição de Sobretemperatura em Casos Teste de Aquecimento Não Uniforme | 72 |
| 6 | CONCLUSÕES..... | 82 |
| | REFERÊNCIAS..... | 84 |
| | APÊNDICE A – Análise de Incerteza | 88 |
| | APÊNDICE B – Cálculo da Perda por Radiação | 92 |

1. INTRODUÇÃO

Este trabalho aborda o problema da transferência de calor conjugada por convecção natural-condução em um canal de placas paralelas verticais com aquecedores protuberantes discretos. Os aquecedores foram montados em uma das paredes do canal (substrato condutivo) enquanto que a outra parede do canal é adiabática. A convecção natural ocorre diretamente da superfície do aquecedor em contato com o escoamento fluido e a condução ocorre através da interface substrato-aquecedor.

A proposta desta dissertação é apresentar uma metodologia aplicável a uma condição de contorno térmica arbitrária, utilizando um descritor invariante do processo de transferência de calor que seja independente da condição de contorno térmica. Para condições de contorno térmicas não uniformes na superfície dos aquecedores protuberantes, os coeficientes convectivos de transferência de calor conhecidos podem ser extremamente sensíveis a variações na temperatura da superfície dos aquecedores protuberantes discretos, dependendo da temperatura de referência padrão adotada.

A abordagem geral da função de *Green* discreta e da sua inversa é aplicável a equações diferenciais homogêneas lineares em que o método da superposição linear é válido. Para o problema de transferência de calor por convecção forçada, a equação de conservação da energia é linear quando o campo de velocidade e as propriedades do fluido são independentes do campo de temperatura. Para o problema de transferência de calor conjugada por convecção natural-condução, esta condição pode ser assumida desde que os efeitos de empuxo local sejam insignificantes, sendo a transferência de calor governada pelo escoamento global induzido ao longo do canal. Portanto, localmente, o escoamento em torno de um elemento é praticamente independente da temperatura do elemento.

1.1 Motivação

Os avanços tecnológicos na fabricação de componentes eletrônicos tendem a uma compactação destes componentes e a um aumento da potência dissipada por unidade de volume. A análise da transferência de calor é importante para garantir que as temperaturas máximas atingidas nos componentes fiquem abaixo da temperatura máxima de operação especificada pelo fabricante, geralmente em torno de 85 a 100°C, segundo Peterson e Ortega (1990). O objetivo do controle térmico em componentes eletrônicos é garantir que os componentes operem em um nível aceitável de desempenho e confiabilidade, não ocorrendo falhas de operação nestes componentes. Peterson e Ortega (1990) mostram que operar um componente de 10°C a 20°C acima de sua temperatura máxima permitida, sob certas condições, pode dobrar a taxa de falha do componente.

Segundo Bar-Cohen et al. (2003), os circuitos integrados operam em temperaturas consideravelmente acima da temperatura ambiente e, infelizmente, a maioria dos componentes eletrônicos estão propensos a falhas pela exposição prolongada a estas temperaturas elevadas. De acordo com Çengel (2009), esta aceleração da taxa de falha resulta da interação de vários fatores, incluindo a tensão e o estresse térmico nos materiais de junção e encapsulamento do chip, reações químicas, difusão de dopante no material semicondutor e rigidez dielétrica. Em dispositivos semicondutores à base de silício, a temperatura da junção é limitada a 125°C. Em vista destas limitações, tem-se que para várias categorias de empacotamento eletrônico, a temperatura é um forte contribuinte para perda de confiabilidade. Portanto, o projeto térmico é fundamental para o sucesso do sistema eletrônico.

Ortega et al. (1994) sugerem que, em muitas situações práticas, o substrato é condutor de calor, de modo que a troca de calor do aquecedor protuberante através do substrato para o escoamento fluido não pode ser ignorado, que é o caso do problema chamado de transferência de calor conjugada convecção-condução. As placas de circuito integrado geralmente são montadas paralelas a outras placas, constituindo vários canais, resfriados tanto pelo escoamento induzido naturalmente ou pelo escoamento forçado.

1.2 Objetivos

Neste trabalho é investigada experimentalmente a transferência de calor conjugada por convecção natural-condução em um canal vertical de placas paralelas a partir dos descritores invariantes da matriz da função de *Green* discreta inversa. Estes descritores invariantes, obtidos para o aquecimento uniforme no canal, serão utilizados para prever a distribuição do aumento de temperatura nos elementos, para uma distribuição de potência não uniforme no canal.

1.3 Descrição da Dissertação

A apresentação da dissertação foi subdividida em seis capítulos. Neste capítulo inicial, foram apresentadas a motivação e os objetivos da dissertação.

No Capítulo 2 o problema proposto será conceituado e uma revisão da literatura sobre trabalhos associados ao tema será apresentada.

O Capítulo 3 apresentará uma análise dos fatores que determinam a vazão mássica em canais verticais abertos. O método da função de *Green* discreta é enfatizado neste capítulo, pois uma das contribuições desta dissertação é a sua aplicação em problemas de transferência de calor conjugada por convecção natural-condução.

No Capítulo 4 será feita uma descrição do aparato experimental, de sua montagem e das técnicas de medição utilizadas. Neste capítulo, os experimentos realizados serão descritos.

O Capítulo 5 apresentará os resultados experimentais obtidos em laboratório e preditos pelo método da função de *Green* discreta inversa para três níveis de potência e para diferentes espaçamentos entre as paredes do canal vertical de placas paralelas.

No Capítulo 6 serão apresentadas as conclusões deste trabalho.

2. REVISÃO DA LITERATURA

Neste capítulo, será efetuada uma revisão bibliográfica dos trabalhos diretamente associados ao tema, transferência de calor em canais de placas paralelas, apresentando os descritores invariantes do processo de transferência de calor encontrados na literatura, o problema da “convecção forçada induzida pelo empuxo”, conceituado por Ortega e Moffat (1986), e os trabalhos que utilizam o método da função de *Green* discreta e sua inversa.

2.1 Transferência de calor por convecção

O coeficiente convectivo de transferência de calor de uma superfície para um escoamento fluido é dado através de

$$h_{ref} = \frac{q_{cv}/A}{(T_{sup} - T_{ref})} \quad (2.1)$$

Na Equação 2.1, q_{cv} é a taxa de transferência de calor por convecção, A é a área superficial de troca de calor, T_{sup} é a temperatura da superfície e T_{ref} a temperatura de referência do escoamento.

Moffat e Anderson (1990) mostram várias opções de temperatura de referência para caracterização do coeficiente convectivo de transferência de calor. Nos escoamentos externos, a temperatura de corrente livre T_{∞} é utilizada. Nos escoamentos internos, tem-se duas opções de temperatura de referência: a temperatura de entrada do fluido no canal, T_0 , que remete ao coeficiente h_0 e a temperatura média de mistura do escoamento fluido, T_m , que remete ao coeficiente h_m .

Kays e Crawford (1993) e Ortega e Lall (1992) mostram que, para situações com condições de contorno térmicas não uniformes, os coeficientes convectivos definidos através de T_m e de T_o , bastante utilizados em projetos de trocadores de calor, são extremamente sensíveis às variações de temperatura na superfície do canal. Portanto, estes coeficientes convectivos têm aplicação limitada, somente para uma única condição de contorno térmica. Esta limitação dos coeficientes convectivos de transferência de calor motivou a busca de coeficientes invariantes em relação às condições de contorno térmicas.

2.2 Descritores invariantes do processo de transferência de calor

Dois descritores invariantes do processo de transferência de calor foram encontrados na literatura: o coeficiente adiabático de transferência de calor, h_{ad} , proposto por Arvizu e Moffat (1981) e o descritor da função de *Green* discreta inversa, g_{ij}^{-1} , proposto por Hacker e Eaton (1997). Ambos são invariantes em relação às condições de contorno térmicas, mas somente o coeficiente adiabático de transferência de calor já foi aplicado para problemas de transferência de calor por convecção natural.

2.2.1 Coeficiente Adiabático de Transferência de Calor

Arvizu e Moffat (1981) demonstraram que o método da superposição linear pode ser utilizado para descrever a transferência de calor em uma fileira de elementos retangulares aquecidos em um canal vertical. Eles utilizaram o conceito de temperatura adiabática, T_{ad} , que é definida como a temperatura que ocorre em um elemento adiabático devido exclusivamente aos efeitos de aquecimento a montante na mesma coluna deste elemento. Esta temperatura é definida como a temperatura alcançada quando nenhuma potência é aplicada ao elemento, na ausência de condução e radiação de outros elementos. Se o escoamento no canal é completamente misturado termicamente, então a temperatura adiabática é igual à temperatura média de mistura.

Ortega e Moffat (1986) e Anderson e Moffat (1992) utilizaram o conceito de temperatura adiabática para definir o coeficiente adiabático de transferência de calor, h_{ad} , um descritor invariante da transferência de calor convectiva, que é independente da condição de aquecimento discreto da placa, sendo função apenas da geometria, do campo de escoamento, e das propriedades do fluido. Para problemas de convecção forçada, h_{ad} é medido aquecendo-se individualmente cada elemento do canal alternadamente.

Utilizando-se o método da superposição linear, tem-se que o aumento de temperatura de um elemento localizado na fileira n e na coluna m de uma fileira de elementos, é dado pela soma dos efeitos de todos os elementos da mesma coluna aquecidos a montante do elemento analisado, na posição (n,m) . Empregando a mesma notação utilizada por Anderson e Moffat (1992), mostrada na Figura 2.1, o aumento de temperatura do elemento bidimensional (n,m) é dado a partir da seguinte relação

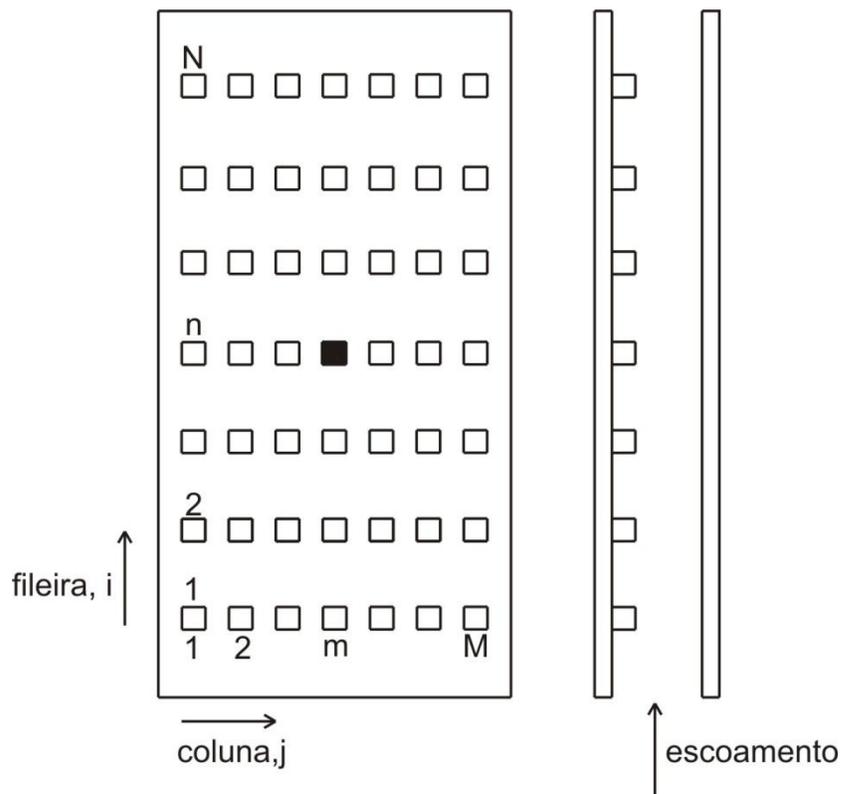


Figura 2.1 Diagrama Esquemático da configuração utilizada por Anderson e Moffat (1992)

$$\Delta T_{n,m} = (T_e - T_0)_{n,m} = \sum_{j=1}^M \sum_{i=1}^n \frac{q_{i,j}}{\dot{m}c_p} g_{n-i,m-j}^* \quad (2.2)$$

Na Equação 2.2, T_e é a temperatura do elemento, T_0 é a temperatura do fluido na entrada do canal, $q_{i,j}$ é a taxa convectiva de transferência de calor, \dot{m} é a vazão mássica do fluido no canal, c_p é o calor específico do fluido e $g_{n-i,m-j}^*$ é a função de superposição discreta bidimensional, que representa o efeito do aquecimento de um elemento dado em uma posição na fileira i e na coluna j na sobretemperatura do elemento na posição (n,m) .

Segundo Arvizu e Moffat (1981), o aumento de temperatura do elemento n,m pode ser escrito com uma soma de duas contribuições térmicas: uma devido à esteira térmica dos elementos a montante do elemento n,m (relacionado ao aumento da temperatura adiabática) e a outra devido ao auto-aquecimento (relacionado ao aumento de temperatura local). Portanto, a Equação 2.2 pode ser reescrita na forma

$$\Delta T_{n,m} = (T_e - T_0)_{n,m} = (T_{ad} - T_0)_{n,m} + (T_e - T_{ad})_{n,m} \quad (2.3)$$

O conceito da função de superposição discreta bidimensional, dado pela Equação 2.2, pode ser reescrito em relação à soma das duas contribuições térmicas, devido aos elementos a montante e ao auto-aquecimento

$$\Delta T_{n,m} = (T_e - T_0)_{n,m} = \sum_{j=1}^M \sum_{i=1}^{n-1} \frac{q_{i,j}}{\dot{m}c_p} g_{n-i,m-j}^* + \frac{q_{n,m}}{\dot{m}c_p} g_{n-n,m-m}^* \quad (2.4)$$

Na Equação 2.4, tem-se que o primeiro termo do lado direito da equação representa o efeito dos elementos a montante e o segundo termo representa o efeito do auto-aquecimento. O coeficiente de auto-aquecimento é dado por

$$g_{n-n,m-m}^* = \frac{\dot{m}c_p}{q_{n,m}} (T_e - T_{ad})_{n,m} = \frac{\dot{m}c_p}{h_{ad}A_{\text{sup}}} \quad (2.5)$$

2.2.2 Coeficiente de influência baseado na função de Green discreta e sua inversa

Hacker e Eaton (1997) propuseram uma generalização da função de superposição g^* , proposta por Arvizu e Moffat (1981), a partir do método da função de *Green* discreta unidimensional e sua inversa, baseados na hipótese de linearidade da equação de conservação da energia. Moffat (1998) mostra que neste novo procedimento, o conceito de coeficiente convectivo de transferência de calor é desnecessário, embora ele possa ser obtido conhecendo-se os descritores invariantes da função de *Green* discreta, chamados de coeficientes de influência.

Hacker e Eaton (1997) introduziram o conceito de descritor invariante para a transferência de calor por convecção em escoamentos turbulentos separados e recolados, com diferentes condições de contorno térmicas. Uma técnica semi-analítica de superposição foi desenvolvida para prever a transferência de calor para uma distribuição arbitrária de temperatura na superfície. Esta técnica foi testada em uma placa plana com camada limite bidimensional, imersa em um escoamento com número de Reynolds de 3500.

Na formulação da função de *Green* discreta unidimensional, a superfície de transferência de calor é dividida em uma série de N elementos discretos, como mostra a Figura 2.2

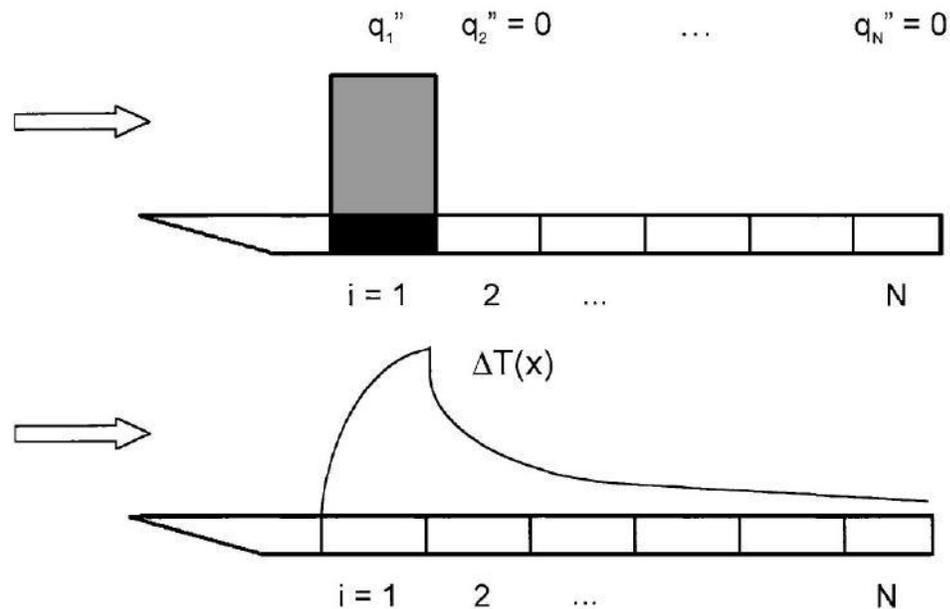


Figura 2.2 Discretização da superfície de transferência de calor e a medida da matriz da função de *Green* discreta inversa [Fonte: Mukerji e Eaton (2005)]

A função de *Green* discreta relaciona a taxa de transferência de calor em cada um dos elementos discretos com o aumento de temperatura em todos os outros elementos. A divisão da superfície em N elementos discretos implica que os valores médios da taxa de transferência de calor e do aumento de temperatura devem ser medidos ao longo do comprimento de cada elemento. A taxa de transferência de calor no elemento i é relacionada com o aumento de temperatura médio no elemento j através do coeficiente g_{ij} da matriz da função de *Green* discreta

$$q_{ij}' = g_{ij} \Delta T_j \quad (2.6)$$

A Equação 2.6 descreve somente a influência de um elemento em outro. Na prática, a transferência de calor no elemento i depende da contribuição térmica de todos os elementos, diferentemente da metodologia empregada na utilização do coeficiente adiabático de transferência de calor, que leva em consideração somente a contribuição térmica dos elementos a montante e o auto-aquecimento. O efeito combinado de todos N elementos no elemento i pode ser

dado utilizando-se o método da superposição linear, considerando-se a contribuição térmica de todos os elementos

$$q'_j = \sum_{j=1}^N g_{ij} \Delta T_j \quad (2.7)$$

Do ponto de vista experimental, é relativamente mais fácil aplicar uma potência no elemento e medir o aumento de temperatura médio, como mostra a Equação 2.8. Desta forma, os coeficientes de influência g_{ij}^{-1} da função de *Green* discreta inversa são determinados experimentalmente.

$$\Delta T_i = \sum_{j=1}^N g_{ij}^{-1} q'_j \quad (2.8)$$

Batchelder e Eaton (2001) resumiram o desenvolvimento de técnicas de sobreposição na transferência de calor convectiva, discutindo a transferência de calor sob uma camada limite turbulenta com e sem turbulência na corrente livre. Exemplos da aplicação do método da função de *Green* discreta unidimensional podem ser encontrados em Booten e Eaton (2005 e 2007) para o escoamento interno turbulento em uma serpentina de resfriamento em pás de turbinas, e em Mukerji e Eaton (2005) para um modelo de turbina de passagem única.

Alves (2010) investigou a transferência de calor conjugada por convecção forçada-condução de três aquecedores bidimensionais montados rentes ou protuberantes na placa inferior de um canal horizontal de placas paralelas em regime permanente. Em sua tese, ele introduziu o termo "coeficiente de influência conjugado", proposto como uma extensão do descritor da função de *Green* discreta inversa para problemas conjugados por convecção forçada-condução para prever o perfil de temperatura devido a uma distribuição arbitrária do calor dissipado nos aquecedores.

2.3 Convecção Induzida pelo Empuxo em Canais Verticais de Placas Paralelas

Ortega e Moffat (1986) mostraram que para a convecção natural, um método analítico exato de superposição linear pode ser aplicado para prever as temperaturas nos elementos em uma fileira de elementos cúbicos aquecidos não uniformemente dispostos sobre uma das paredes de um canal vertical de placas paralelas, com paredes estreitamente espaçadas e com uma boa mistura do fluido em qualquer local a montante.

Supondo que as extremidades superior e inferior do canal vertical estão abertas, a vazão mássica resulta de um equilíbrio entre a força de empuxo no escoamento fluido e o arrasto hidrodinâmico imposto pelas paredes do canal no escoamento fluido. O escoamento é induzido pelo empuxo global no canal e, portanto, depende da história do escoamento em todo comprimento do canal. Uma consequência deste efeito é que a transferência de calor convectiva local em qualquer ponto do canal é governada por dois fenômenos: o empuxo local, devido a gradientes de temperatura normais à direção principal do escoamento e a convecção forçada local devida ao escoamento global do canal, chamado pelos autores de “convecção forçada induzida pelo empuxo”. Quando os mecanismos de empuxo podem ser desprezados, a convecção forçada induzida pelo empuxo é o mecanismo dominante em todo o canal.

O empuxo local é desprezível até um limite quando seus efeitos perturbam a convecção local apreciavelmente. Este limite que caracteriza a importância do efeito de empuxo local comparado com o efeito do escoamento forçado é dado por uma relação entre os efeitos de empuxo e os efeitos inerciais do fluido. Os efeitos de empuxo são representados pelo número de Grashof local do elemento e os efeitos inerciais dos fluidos são representados pelo número de Reynolds local do escoamento, como mostrado nas Equações 2.9 e 2.10.

$$Gr_{ad} = \frac{g(T_e - T_{ad})B^3}{T_{ad} \cdot \nu^2} \quad (2.9)$$

$$Re_B = \frac{U \cdot B}{\nu} \quad (2.10)$$

Na Equação 2.9, tem-se que g é a aceleração da gravidade local, T_e é a temperatura do elemento, T_{ad} é a temperatura adiabática do elemento, B é a altura do elemento e ν é a viscosidade cinemática do fluido. Na Equação 2.10, tem-se que U é a velocidade local representativa do escoamento na temperatura T_{ad} .

O número de Nusselt adiabático é dado pela Equação 2.11, onde k é a condutividade térmica.

$$Nu_{ad} = \frac{h_{ad} \cdot B}{\kappa} \quad (2.11)$$

Para verificar a importância do efeito de empuxo local, experimentos foram realizados em escoamento forçado induzido por meio externo, nos quais a potência aplicada na fileira em estudo foi variada em incrementos, para um canal estreito ($H/B=1,5$, onde H é o espaçamento entre as paredes e B é a altura do elemento). O número de Nusselt adiabático medido nas fileiras 1 e 6 é mostrado na Figura 2.3 normalizado pelo valor limite assintótico de convecção forçada como função do parâmetro Gr_d/Re_B^2 . Tem-se que o empuxo local não afeta apreciavelmente a convecção local até o limite $Gr_d/Re_B^2=0,3$, onde o número de Nusselt para convecção mista excede o limite forçado em 5%. Portanto, abaixo do limite de 0,3 os efeitos de empuxo local são desprezíveis.

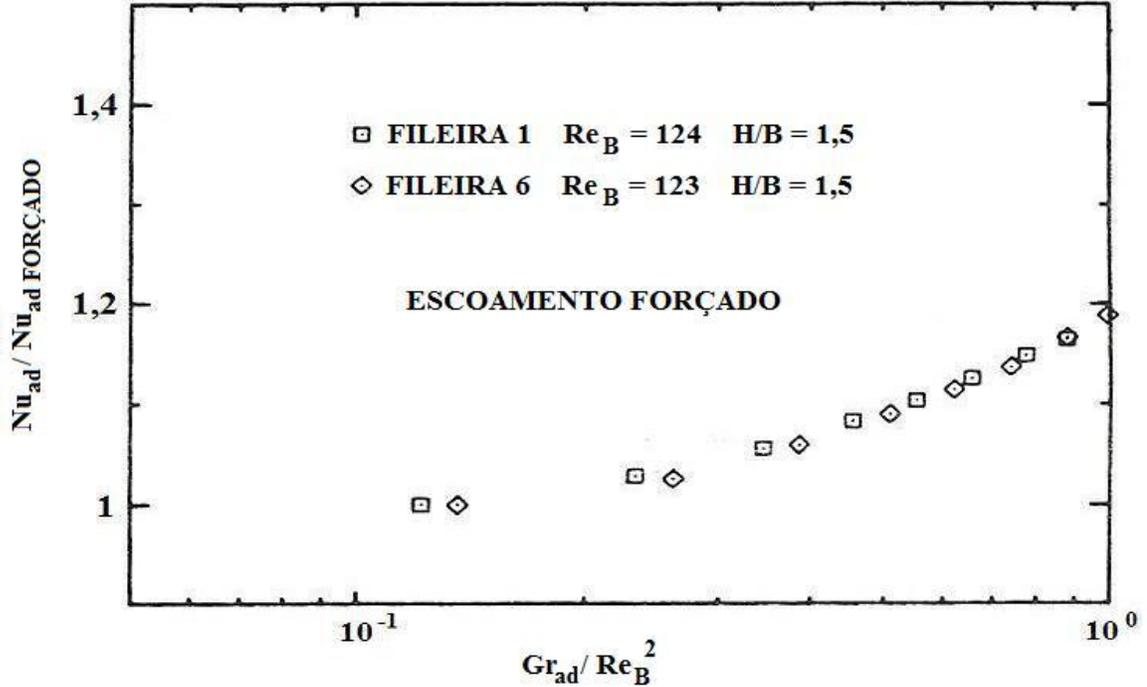


Figura 2.3 Efeito do parâmetro Gr_{ad}/Re_B^2 no número de Nusselt local [Fonte: Ortega e Moffat, (1986)]

Resumindo, embora o canal esteja sendo resfriado por convecção natural, os elementos estão individualmente sujeitos à convecção forçada, ou seja, o campo de velocidade em torno de um elemento não é função da temperatura deste elemento. A comparação do coeficiente de transferência de calor local em ambos os casos de convecção forçada induzida pelo empuxo e convecção forçada induzida por meios externos no canal confirmou esta conclusão.

Para um espaçamento entre as paredes do canal muito pequeno, $H/B=1,5$, a presença da placa oposta causa um grande aumento em h_{ad} na primeira metade da série, comparando-se com os resultados obtidos para a placa isolada, como mostra a Figura 2.4. Mais significativamente, o coeficiente de transferência de calor torna-se aproximadamente constante para $H/B=1,5$. A tendência para h_{ad} em relação à diminuição do espaçamento do canal é, em grande parte devido à importância do aspecto da convecção forçada induzida pelo empuxo na transferência de calor local.

As temperaturas dos elementos na convecção forçada induzida pelo empuxo foram calculadas por uma superposição linear exata das contribuições térmicas de todos os elementos aquecidos a montante, devido ao efeito da esteira térmica destes elementos, na mesma coluna vertical que influencia estas temperaturas. O método de superposição linear foi implementado analiticamente através de uma base de dados que inclui h_{ad} e a função da esteira térmica de cada elemento. A solução do perfil de temperatura adiabática global foi construída superpondo-se a função de esteira térmica de todos os elementos. A função de esteira térmica foi medida em um escoamento forçado por meios externos, com baixo número de Reynolds, medindo-se a distribuição de temperatura nas fileiras a jusante de um único elemento aquecido.

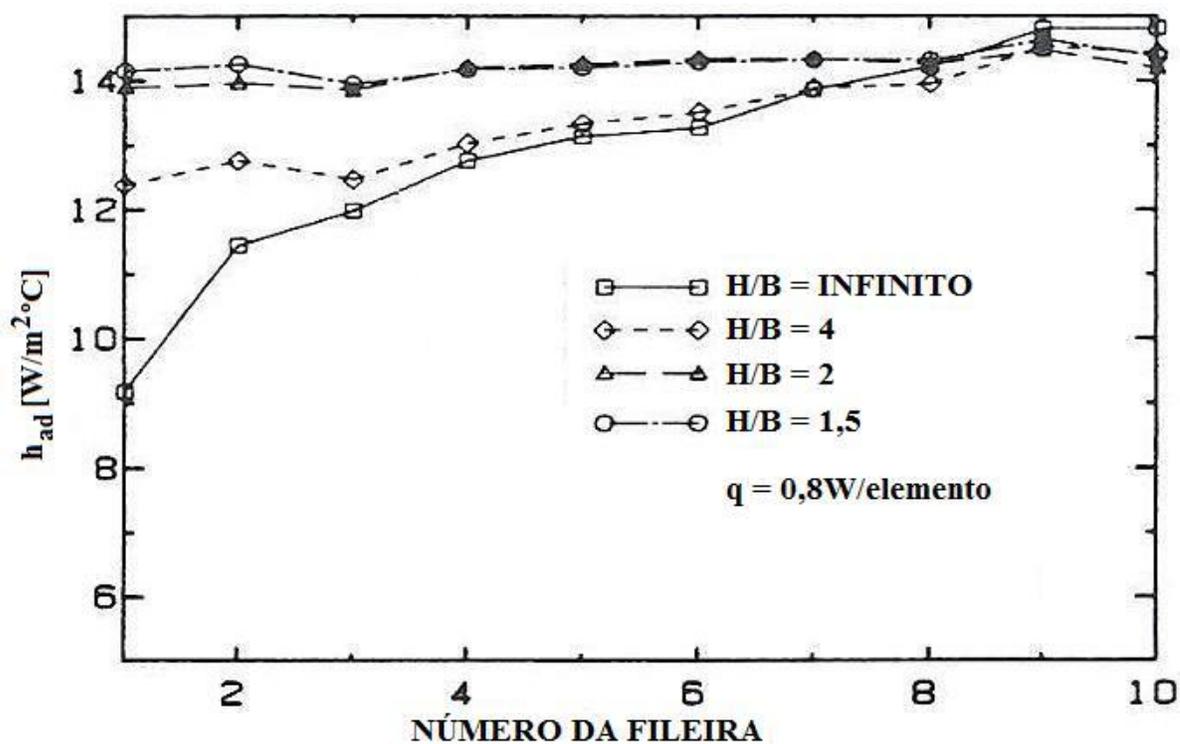


Figura 2.4 coeficiente adiabático de transferência de calor para vários espaçamentos [Fonte: Ortega e Moffat, (1986)]

Para determinar a parcela de transferência de calor por convecção, as parcelas transferidas por condução através do substrato e por radiação foram descontadas da potência total dissipada no elemento, a partir de uma análise de redução de dados. Uma solução analítica, para a

condução através do substrato, e um modelo de radiação difusa de corpo cinzento, para a radiação foram utilizados nesta análise de redução de dados.

Resumindo, neste capítulo foram apresentados os dois descritores invariantes do processo de transferência de calor encontrados na literatura, o coeficiente adiabático de transferência de calor e o coeficiente de influência da função de *Green* discreta inversa.

O coeficiente adiabático de transferência de calor h_{ad} foi utilizado no problema de convecção forçada induzida pelo empuxo, proposto por Ortega e Moffat (1986) e o descritor da função de *Green* discreta inversa g_{ij}^{-1} , proposto por Hacker e Eaton (1997), foi utilizado em problemas de convecção forçada e no problema da transferência de calor conjugada por convecção forçada-condução.

A contribuição deste trabalho é a utilização do método da função de *Green* discreta inversa para resolução do problema da transferência de calor conjugada por convecção natural-condução em um canal vertical de placas paralelas com elementos protuberantes aquecidos não uniformemente.

3. ANÁLISE TEÓRICA

Neste capítulo, será efetuada uma análise teórica da transferência de calor em canais de placas paralelas, apresentando as equações governantes do problema, os parâmetros de importância no escoamento em canais abertos, além da descrição do problema através do método da função de *Green* discreta inversa.

3.1 Equações governantes

Para a transferência de calor por convecção natural, a equação de conservação da energia é acoplada à equação de conservação da quantidade de movimento, pois o campo de velocidades é resultado da ação de forças de empuxo que dependem da distribuição de temperatura.

As dimensões do canal vertical, os eixos coordenados e as componentes de velocidade são mostrados na Figura 3.1.

As equações governantes para o escoamento fluido e para a transferência de calor por convecção são obtidas a partir dos princípios fundamentais de conservação da massa, da quantidade de movimento e da energia, deduzidos através de um balanço realizado em um volume de controle diferencial. As seguintes hipóteses foram admitidas nas simplificações das equações governantes:

1. Escoamento laminar;
2. Tratamento bidimensional do problema;
3. Regime permanente;
4. Validade da aproximação de Boussinesq para o termo de empuxo;
5. Propriedades físicas constantes;
6. Dissipação viscosa desprezível e ausência de termo fonte.

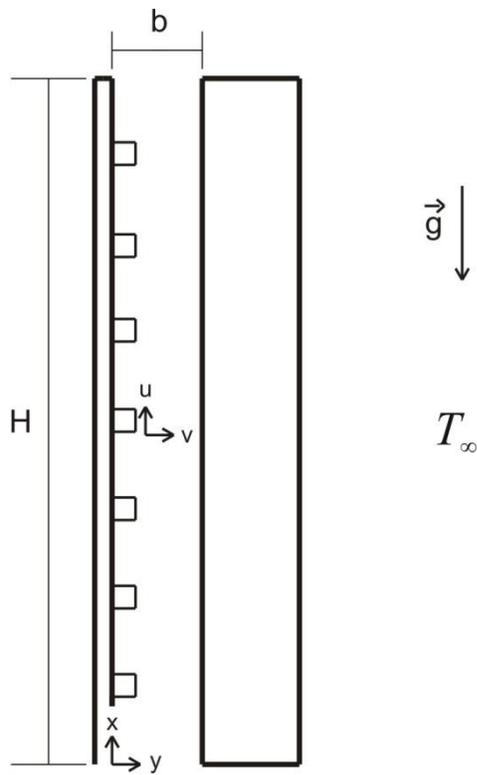


Figura 3.1 Dimensões do canal, os eixos coordenados e as componentes de velocidade adotados

Considerando-se as hipóteses acima, a equação de conservação da massa pode ser escrita na forma

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (3.1)$$

Na Equação 3.1, x e y são os eixos coordenados e u e v são as respectivas componentes de velocidade.

A equação de conservação da quantidade de movimento na direção x , considerando-se as hipóteses acima, é dada por

$$\rho \left(u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right) = \rho g \beta (T - T_{ref}) + \mu \left[\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right] - \frac{\partial P'}{\partial x} \quad (3.2)$$

Na Equação 3.2, tem-se que

$$\frac{\partial P'}{\partial x} = \frac{\partial (P - P_h)}{\partial x} \quad (3.3)$$

Na Equação 3.2, μ a é a viscosidade dinâmica, β é o coeficiente de expansão térmica, T é a temperatura do fluido, T_{ref} é a temperatura ambiente e $P = P' + P_h$, onde P é a pressão estática local, que pode ser decomposta em duas componentes: P' devido ao movimento do fluido e P_h , devido à pressão hidrostática local no fluido.

A equação de conservação da quantidade de movimento na direção y , considerando-se as hipóteses simplificadoras, é dada por

$$\rho \left(u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} \right) = \mu \left[\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right] - \frac{\partial P}{\partial y} \quad (3.4)$$

A equação de conservação da energia é dada por

$$u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} = \alpha \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right] \quad (3.5)$$

Na Equação 3.5, α é a difusividade térmica do fluido.

3.2 Escoamento em Canais Verticais Abertos

Com objetivo de estabelecer uma relação entre os parâmetros que determinam a vazão mássica no canal, é apresentada uma análise simplificada que permite fazer uma estimativa da vazão induzida pelo empuxo em um canal vertical formado por placas paralelas.

De acordo com a análise proposta por Bejan (1995), considerando-se um canal suficientemente longo, ou seja, $(b/H) \rightarrow 0$, de forma que a espessura da camada limite hidrodinâmica seja comparável ao espaçamento entre as paredes do canal, b , e o escoamento possa ser admitido completamente desenvolvido. A partir da equação de conservação da massa, em conjunto com a idéia de que o canal é suficientemente longo de modo que a escala de v torne-se suficientemente pequena, e considerando-se o conceito de escoamento completamente desenvolvido no canal, tem-se que

$$v = 0 \quad \text{e} \quad \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \quad (3.6)$$

Portanto, a componente de velocidade é função somente da coordenada y , $u = u(y)$ e a pressão é função somente da coordenada x , $P' = P'(x)$.

Para determinar o termo do empuxo é preciso conhecer o campo de temperaturas, que está acoplado ao campo de velocidades, necessitando-se de uma solução simultânea das equações de u e T . Segundo Bejan (1995), uma solução simples é possível observando-se que, na região completamente desenvolvida, a diferença de temperatura pode ser aproximada por

$$\left(\bar{T}(x) - T(x, y) \right) \ll \left(\bar{T}(x) - T_\infty \right) \rightarrow \left(T(x, y) - T_\infty \right) \approx \left(\bar{T}(x) - T_\infty \right) \quad (3.7)$$

Na Equação 3.7, $\bar{T}(x)$ é a temperatura média na seção transversal do canal (direção y) numa dada posição x ao longo da extensão vertical e T_∞ é a temperatura ambiente.

A partir destas considerações, a equação de conservação da quantidade de movimento na direção x torna-se

$$\mu \frac{d^2 u}{dy^2} = -\rho g \beta (\bar{T}(x) - T_\infty) \quad (3.8)$$

Integrando a Equação 3.8 em todo volume $H \times b$ do canal vertical, observando que a pressão nas extremidades do canal é a pressão hidrostática do meio externo em repouso, chega-se em

$$2\tau_w H = b \int_0^H \rho g \beta (\bar{T}(x) - T_\infty) dx \quad (3.9)$$

Na Equação 3.9, a tensão de cisalhamento τ_w nas paredes é um valor médio para todo o canal. Esta equação mostra o balanço entre as forças viscosas e o empuxo global ao longo do canal vertical.

Definindo-se um coeficiente de arrasto médio para o canal dado por

$$C_d = \frac{2\tau_w}{\rho \bar{u}^2} \quad (3.10)$$

Na Equação 3.10, \bar{u} é a velocidade média.

Tem-se que a vazão mássica ($\dot{m}' = \rho \bar{u} b$) é determinada a partir da Equação 3.9

$$\dot{m}' = \left[\frac{\rho b^3}{C_d} \left(\frac{1}{H} \int_0^H \rho g \beta (\bar{T}(x) - T_\infty) dx \right) \right]^{1/2} \quad (3.11)$$

Ortega e Moffat (1986) mediram o coeficiente de arrasto C_d para escoamento forçado em um canal com protuberâncias e verificaram que seu valor é aproximadamente constante para uma faixa de valores do número de Reynolds. Estes valores correspondem à vazão induzida em uma faixa de valores do número de Grashof muito próxima à do presente trabalho.

Para problemas de transferência de calor em equipamentos eletrônicos, a distribuição do fluxo de calor na parede do canal é usualmente conhecida, sendo conveniente explicitar esta informação na expressão da vazão mássica.

Então, a taxa de transferência de calor total entre a corrente de fluido e as paredes do canal pode ser expressa através da Primeira Lei da Termodinâmica

$$Q'_H = \int_0^H q''(x) dx = \dot{m}' c_p (\bar{T}_H - T_\infty) \quad (3.12)$$

Na Equação 3.12, \bar{T}_H é a temperatura média do fluido na saída do canal, Q'_H é a taxa global de transferência de calor por unidade de largura do canal e $q''(x)$ é o fluxo de calor imposto no canal.

Multiplicando-se e dividindo-se a equação 3.11 por $(\bar{T}_H - T_\infty)$, a vazão mássica no canal pode ser reescrita como

$$\dot{m}' = \left\{ \frac{1}{C_d} \left(\frac{\rho^2 g \beta b^3}{c_p} \right) Q'_H \left[\frac{1}{H} \int_0^H \left(\frac{\bar{T}(x) - T_\infty}{\bar{T}_H - T_\infty} \right) dx \right] \right\}^{1/3} \quad (3.13)$$

Definindo-se um fator S , de forma semelhante à Ortega e Moffat (1986), que leva em consideração a distribuição de temperatura no fluido ao longo da extensão vertical do canal, tem-se que

$$S = \frac{1}{H} \int_0^H \left(\frac{\bar{T}(x) - T_\infty}{\bar{T}_H - T_\infty} \right) dx \quad (3.14)$$

O parâmetro S também pode ser expresso em termos da distribuição de potência $q''(x)$ no comprimento do canal

$$S = \frac{1}{H} \int_0^H \left(\frac{\int_0^x q''(\xi) d\xi}{Q'_H} \right) dx \quad (3.15)$$

Na Equação 3.15, ξ é uma coordenada adimensional. Tem-se que

$$\int_0^x q''(\xi) d\xi = \dot{m}' c_p (\bar{T}(x) - T_\infty) \quad (3.16)$$

A vazão mássica no canal pode ser expressa por

$$\dot{m}' = \left[\frac{1}{C_d} \left(\frac{\rho^2 g \beta b^3}{c_p} \right) Q'_H \cdot S \right]^{1/3} \quad (3.17)$$

Para um determinado canal com uma taxa global de transferência de calor Q'_H especificada, esta equação mostra que a vazão é proporcional à $S^{1/3}$, indicando como a distribuição do fluxo de calor ao longo da extensão vertical do canal influi na vazão induzida pelo empuxo. Diferentemente dos problemas de convecção forçada, onde o escoamento é induzido por um

agente externo, nos problemas de convecção natural a vazão será determinada pela taxa global de transferência de calor Q'_H e pelo fator de distribuição S .

Para a condição de contorno térmica dada pelo fluxo de calor constante em uma parede do canal, ou seja, $q''(x)=constante$, e a outra parede adiabática, tem-se

$$S = \frac{1}{H} \frac{\int_0^H q''_w \cdot x dx}{Q'_H} = \frac{1}{H} \frac{q''_w H^2}{2Hq''_w} = \frac{1}{2} \quad \text{onde} \quad Q'_H = Hq''_w \quad (3.18)$$

Neste caso, tem-se que

$$\dot{m}' \sim S^{1/3} \cong 0,8 \quad (3.19)$$

Nesta dissertação, os coeficientes de influência conjugados serão determinados em experimentos nos quais a referência adotada é a dissipação de calor uniforme ao longo do canal, como mostrado na Seção 3.3. Entretanto, estes resultados serão aplicados em situações em que a taxa global Q'_H é mantida constante, mas a sua distribuição não é uniforme. Isto implica que, desde que os valores de $S^{1/3}$ não sejam muito diferentes de 0,8, pode-se admitir que a vazão induzida é aproximadamente constante. A Eq. 3.17 também mostra que $\dot{m}' \sim Q'^{1/3}_H$, indicando como as variações na potência global influem na vazão mássica induzida pelo empuxo.

3.3 Descrição a partir da função de *Green* discreta

Aplicando a formulação da função de *Green* discreta inversa em uma superfície com N elementos protuberantes discretos em um canal vertical de placas paralelas, tem-se que o aumento de temperatura, ΔT_{ij} , no elemento protuberante i devido à potência q_j dissipada no

elemento j pode ser calculado, empregando a mesma notação utilizada por Hacker e Eaton (1997), a partir da seguinte relação, dada por

$$\Delta T_{ij} = g_{ij}^{-1} q_j \quad (3.20)$$

Na Equação 3.20, g_{ij}^{-1} é um elemento genérico da matriz da função de *Green* discreta inversa, nomeado por Alves (2010) de “coeficiente de influência conjugado”, que representa a influência do aquecimento do elemento j no aumento de temperatura no elemento i .

Empregando o método de superposição linear, a relação entre o aumento de temperatura no elemento i , que é dado pela sobretemperatura neste elemento, $\Delta T_i = (T_i - T_\infty)$, e a potência imposta em todos os elementos, incluindo a si próprio, pode ser expressa como uma soma das contribuições individuais de todos os elementos protuberantes montados na parede do canal

$$\Delta T_i = \sum_{j=1}^N \Delta T_{ij} \quad (3.21)$$

A Equação (3.21) pode ser escrita através da seguinte notação matricial na forma compacta

$$\Delta T = G^{-1} q \quad (3.22)$$

Ou na forma estendida, para o caso de $N=7$ elementos

$$\begin{bmatrix} \Delta T_1 \\ \Delta T_2 \\ \Delta T_3 \\ \Delta T_4 \\ \Delta T_5 \\ \Delta T_6 \\ \Delta T_7 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} g_{11}^{-1} & g_{12}^{-1} & g_{13}^{-1} & g_{14}^{-1} & g_{15}^{-1} & g_{16}^{-1} & g_{17}^{-1} \\ g_{21}^{-1} & g_{22}^{-1} & g_{23}^{-1} & g_{24}^{-1} & g_{25}^{-1} & g_{26}^{-1} & g_{27}^{-1} \\ g_{31}^{-1} & g_{32}^{-1} & g_{33}^{-1} & g_{34}^{-1} & g_{35}^{-1} & g_{36}^{-1} & g_{37}^{-1} \\ g_{41}^{-1} & g_{42}^{-1} & g_{43}^{-1} & g_{44}^{-1} & g_{45}^{-1} & g_{46}^{-1} & g_{47}^{-1} \\ g_{51}^{-1} & g_{52}^{-1} & g_{53}^{-1} & g_{54}^{-1} & g_{55}^{-1} & g_{56}^{-1} & g_{57}^{-1} \\ g_{61}^{-1} & g_{62}^{-1} & g_{63}^{-1} & g_{64}^{-1} & g_{65}^{-1} & g_{66}^{-1} & g_{67}^{-1} \\ g_{71}^{-1} & g_{72}^{-1} & g_{73}^{-1} & g_{74}^{-1} & g_{75}^{-1} & g_{76}^{-1} & g_{77}^{-1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \\ q_4 \\ q_5 \\ q_6 \\ q_7 \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

Segundo Alves (2010), para problemas de transferência de calor conjugada convecção forçada-condução, em que o escoamento é induzido por um agente externo (ventilador, turbina, etc.), é suficiente aquecer individualmente cada elemento do canal alternadamente e medir as temperaturas induzidas em todos os outros elementos desligados para a obtenção dos coeficientes de influência conjugados.

Para o problema de transferência de calor conjugada por convecção natural-condução proposto nesta dissertação, em que o escoamento é induzido pelo empuxo, é necessário aquecer todas as protuberâncias, para induzir o escoamento ao longo do canal e, após isto, desligar individualmente cada elemento do canal alternadamente, obtendo-se assim os coeficientes de influência conjugados.

No presente estudo, tem-se que os sete elementos protuberantes montados no canal foram numerados de # 1 a # 7, por uma questão de conveniência. A Figura 3.2 mostra como estes coeficientes são calculados, como exemplificado por uma análise da influência do elemento # 4.

Dois tipos de experimentos foram realizados: o experimento de aquecimento uniforme e o experimento com o elemento em estudo desligado. O experimento de aquecimento uniforme é realizado aplicando-se a mesma potência em todos os elementos do canal. O experimento com um elemento desligado é realizado desconectando-se o elemento em estudo (aplicação de potência nula neste elemento) e mantendo-se a mesma potência nos outros elementos.

Os coeficientes de influência conjugados, g_{ij}^{-1} , são calculados a partir do aumento de temperatura, que é dado pela diferença entre a sobretemperatura do elemento i no experimento de aquecimento uniforme e a sobretemperatura no experimento com o elemento j desligado, dividido pela potência aplicada ao elemento j . Para exemplificar esta metodologia, a partir da Figura 3.2, o coeficiente de influência conjugado no elemento # 6 devido ao aquecimento do elemento # 4 é dado por

$$g_{64}^{-1} = \frac{\Delta T_{64}}{q_4} = \frac{(T_{6,\text{aquecimento uniforme}} - T_\infty) - (T_{6,\text{elemento \# 4 desligado}} - T_\infty)}{q_4} \quad (3.24)$$

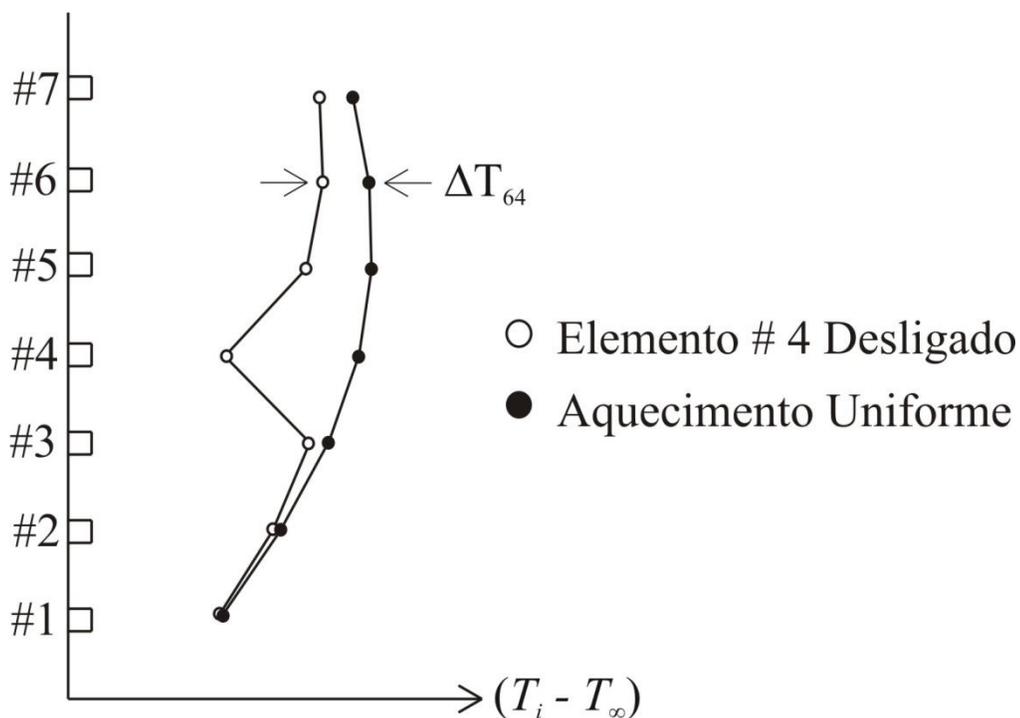


Figura 3.2 Perfis hipotéticos de temperatura para experimento com aquecimento uniforme e experimento com um elemento desligado

Repetindo a metodologia aplicada na análise da influência do elemento # 4 para todos os outros seis elementos, o que exige desligar os elementos individualmente, um a um, pode-se então calcular os elementos g_{ij}^{-1} da matriz dos coeficientes de influência conjugados.

Para o problema de transferência de calor conjugada convecção natural-condução utilizando a abordagem da função de *Green* discreta inversa, tem-se que os coeficientes de influência conjugados levam em conta todos os mecanismos de transferência de calor em cada aquecedor protuberante, não existindo a necessidade de uma análise de redução de dados para isolar a convecção natural para cada elemento da potência total dissipada neste elemento, subtraindo-se a condução através do substrato e a radiação para os outros elementos e para a parede oposta.

Nesta dissertação, foi utilizada uma placa com elementos protuberantes discretos similar a placa utilizada por Rocha (2005) em seu estudo da convecção natural em uma placa nas posições vertical e inclinada. Em seu trabalho, Rocha (2005) mostrou uma comparação entre as perdas de calor por radiação, condução e convecção natural em uma placa isolada com 30W e 70W de potência global dissipada nos aquecedores protuberantes. Em média, a perda de calor por radiação representou 12% da potência total dissipada em cada protuberância, a perda de calor por condução representou 17% e a perda de calor por convecção natural representou 71%. Para um canal vertical de placas paralelas estreito, Ortega e Moffat (1986) mostram que as perdas por radiação são ainda menores, na faixa de 6%, e as perdas por condução são da ordem de 30%, chegando a 40% em casos extremos.

Para o problema proposto nesta dissertação, foi realizada uma estimativa teórica da perda de calor por radiação, como mostra o Apêndice B. Nesta estimativa conservadora, na qual o problema foi representado por uma placa isolada, tal como Rocha (2005), utilizou-se o nível de potência global de 35W para um aquecimento uniforme no canal.

A partir dos resultados obtidos no Apêndice B, tem-se que a estimativa da perda de calor por radiação no elemento # 7 é de 4,43% da potência total aplicada neste elemento.

4. ANÁLISE EXPERIMENTAL E TÉCNICAS DE MEDIÇÃO

4.1 Introdução

Neste capítulo serão descritos o aparato experimental utilizado e os experimentos realizados nesta dissertação. Primeiramente, será descrita a construção, a montagem do aparato, a colagem dos elementos protuberantes na placa de epóxi e o posicionamento dos termopares nos elementos protuberantes. Finalmente, serão descritos os casos experimentais analisados.

4.2 Montagem Experimental

O aparato experimental consiste de dois canais simetricamente posicionados, um dos quais atuando como um aquecedor de proteção, para evitar perdas de calor através da superfície oposta da placa, reproduzindo portanto, uma condição de parede adiabática, de acordo com o diagrama esquemático ilustrado na Figura 4.1. Na vista tridimensional, o canal do lado direito está aberto (sem a parede oposta) para melhor visualização da configuração experimental. Os elementos protuberantes foram numerados de # 1 a # 7, de acordo com a conveniência adotada na Seção 3.3.

Os canais tem 365mm de altura (H) e 340mm de largura (W). Na análise experimental, foram utilizados espaçamentos (b) entre as paredes do canal $b=20\text{mm}$ e $b=30\text{mm}$. Os canais foram fechados em ambas as laterais para evitar escoamento de ar lateral.

Cada canal é composto de uma placa de epóxi com 1,6mm de espessura (e), com sete elementos protuberantes de alumínio polido montados em sua superfície, e uma placa lisa adiabática na parede oposta, composta de duas placas de cortiça, uma placa de epóxi e placas de isopor (poliestireno expandido), como mostra a Figura 4.2, onde os canais estão abertos nas laterais para melhor visualização.

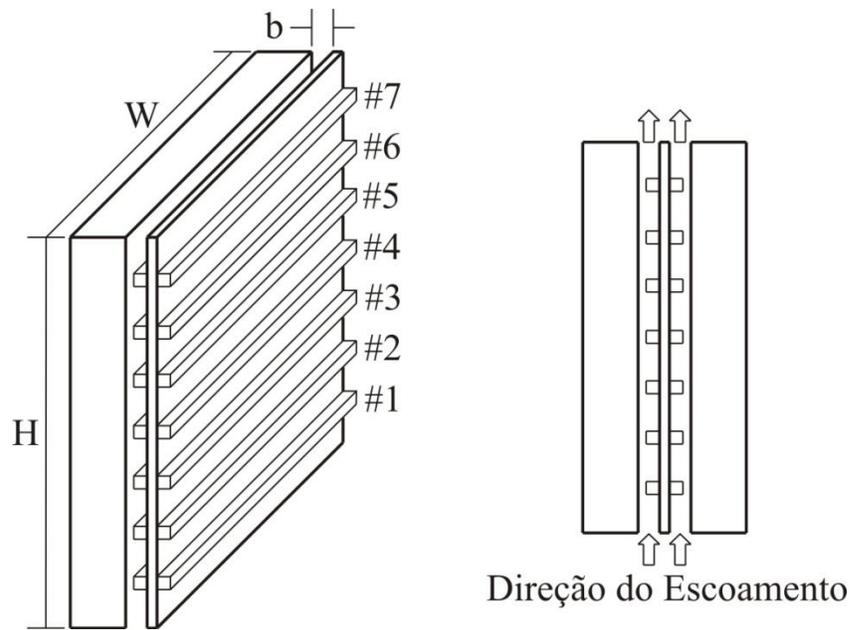


Figura 4.1 Diagrama esquemático do aparato experimental

Uma vista lateral da placa de epóxi, mostrada na Figura 4.3, ilustra os pontos onde foram realizadas as medições de temperatura nos elementos protuberantes.



Figura 4.2 Vista lateral do aparato experimental com os canais abertos nas laterais

As medições de temperatura foram realizadas utilizando-se termopares AGW 36, do Tipo T, de cobre-constantan. A soldagem dos fios de cobre e de constantan foi realizada com arco voltaico em atmosfera de argônio. Utilizando-se de uma micro-retífica, pequenos furos foram realizados na superfície dos elementos protuberantes para inserir os termopares nos elementos protuberantes. Os furos receberam uma fina camada de pasta térmica, para minimizar a resistência de contato, e em seguida os termopares foram colados com cola araldite de secagem rápida.

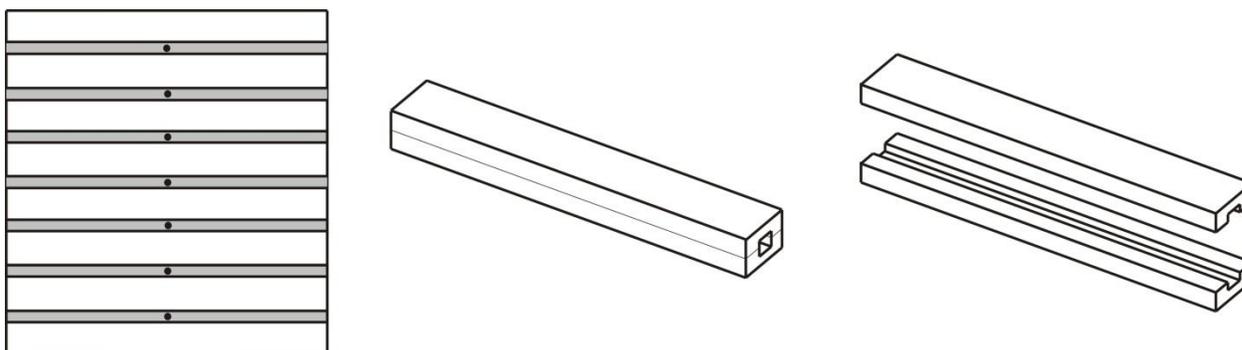


Figura 4.3 Pontos de medição de temperatura e uma vista 3D dos elementos protuberantes e sua montagem

Além das medições de temperatura realizadas nos elementos protuberantes, foram realizadas medições de temperatura na superfície da placa de epóxi. Uma verificação acurada da uniformidade da temperatura ao longo do comprimento dos elementos protuberantes e da resistência de contato entre os elementos protuberantes e a placa de epóxi, foi realizada por Avelar (2001). Este estudo mostra que a variação da temperatura ao longo do comprimento dos elementos protuberantes e a resistência de contato entre os elementos protuberantes e a placa de epóxi são muito pequenas.

A Figura 4.3 também mostra uma vista tridimensional do elemento protuberante e das barras de alumínio que constituem o elemento protuberante. O alumínio foi o material escolhido para a confecção dos elementos por ter alta condutividade térmica e resistência à corrosão, ser

leve e fácil de ser usinado. A instalação dos elementos nas placas de epóxi foi realizada por Avelar (2001).

O elemento protuberante consiste de duas barras de alumínio coladas. Ao longo do comprimento das barras foi realizada uma ranhura retangular, com o intuito de encaixar um fio de resistência entre as barras. O fio de resistência utilizado tem resistência elétrica R de aproximadamente 10Ω , e é composto de uma liga de níquel-cromo, com um diâmetro de 0,3mm, capaz de suportar até 1000°C . O fio de resistência foi envolvido por um encapsulamento de fibra de vidro com 2,5mm de diâmetro externo, capaz de suportar 200°C . Após o alojamento do fio de resistência na ranhura, as barras foram coladas. Para reduzir a resistência de contato da colagem, óxido de zinco foi misturado à cola araldite, para aumentar a condutividade térmica da cola.

As superfícies de cada elemento protuberante foram polidas com pasta de diamante para reduzir a emissividade térmica, minimizando as perdas por radiação. Tem-se que emissividade do alumínio polido é da ordem de 0,2.

Antes dos elementos protuberantes serem parafusados na placa de epóxi, as superfícies dos elementos protuberantes que entrarão em contato com a placa após a montagem, foram revestidas com uma fina camada de pasta térmica para minimizar a resistência de contato e, após isto, os sete elementos protuberantes foram parafusados na parede do canal.

Cada elemento protuberante tem 12,5 x 12,25mm de seção transversal e 340mm de comprimento. O espaçamento entre os elementos protuberantes montados na placa de epóxi foi de 35mm. A Figura 4.4 mostra uma das placas de epóxi após a montagem dos elementos protuberantes em sua superfície.

Cada par simétrico de elementos protuberantes posicionados nos canais foi ligado a uma fonte de tensão de corrente contínua. Com esse arranjo experimental, a potência pôde ser variada de forma independente em cada elemento do canal, porque o circuito elétrico de cada par é independente. Esta configuração foi escolhida visando possibilitar experimentos com um

aquecimento não uniforme no canal, fornecendo potências diferentes aos elementos protuberantes.



Figura 4.4 Placa de epóxi com os sete elementos montados em sua superfície

Para gerar a potência dissipada nos elementos protuberantes, foram utilizadas fontes de alimentação da Instrutherm, modelo FA-3005, com tensão de saída de 0 a 32V e corrente de saída de 0 a 5A. Um multímetro digital da Hewlett-Packard, modelo HP 34401A, foi utilizado para a medição da tensão aplicada nos elementos protuberantes. A medição da resistência foi realizada com um multímetro digital da Protek, modelo 506, e a medição de temperatura foi realizada com um indicador de temperatura de precisão da Omega, modelo DP41-TC.

O aparato experimental foi montado em uma estrutura metálica localizada a 1,0 metro do chão, em uma sala com ar quiescente, isolada do ambiente externo, como mostra a Figura 4.5. As janelas do laboratório foram protegidas com papel alumínio, para evitar incidência de radiação solar no interior do laboratório. As fontes de alimentação foram instaladas em outra sala, para

evitar alterações na temperatura ambiente local devido ao calor gerado pelas fontes de alimentação.

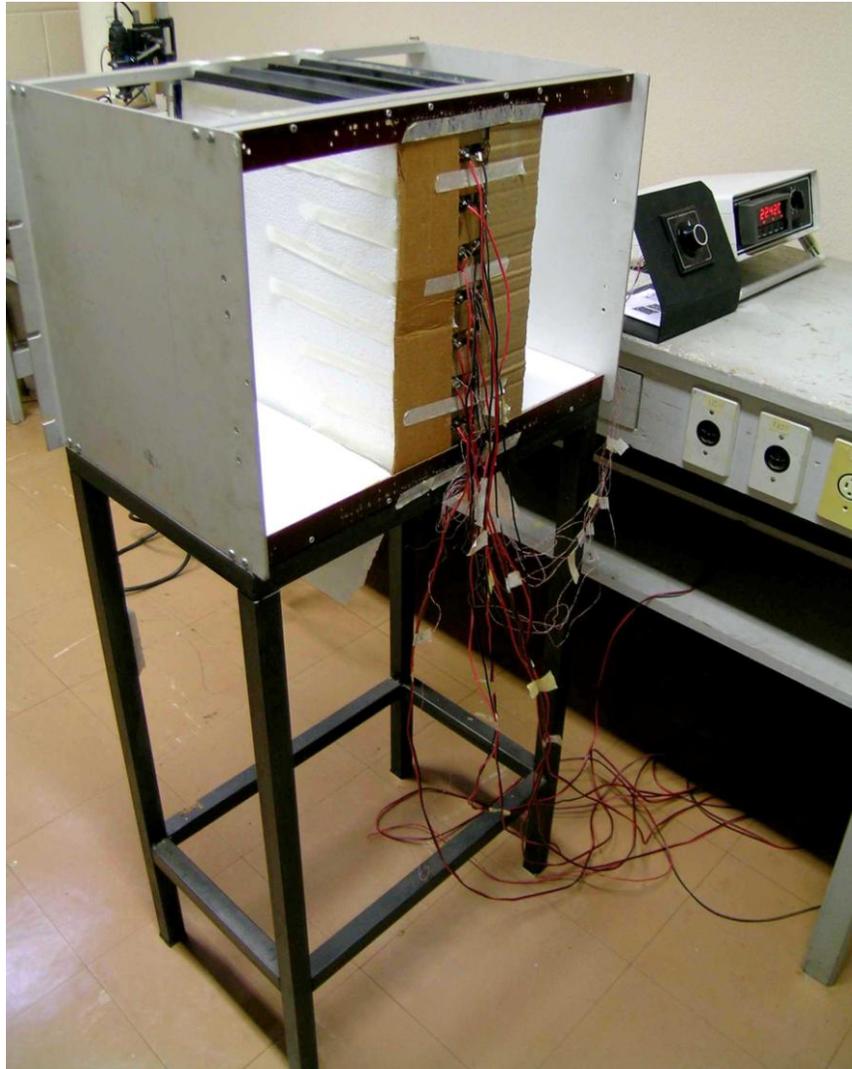


Figura 4.5 Estrutura do aparato experimental

4.3 Casos experimentais analisados

Foram realizados experimentos de aquecimento uniforme, de aquecimento com um elemento desligado e de aquecimento não uniforme no canal, variando-se a potência global

dissipada no canal para os espaçamentos entre as paredes do canal $b=20\text{mm}$ e $b=30\text{mm}$. A potência global dissipada variou de 6W a 75W.

Cinco casos foram analisados para as configurações citadas acima:

Caso 1 – Estudo da relação entre a sobretemperatura ΔT_i e a potência q_i . A potência aplicada no elemento i sob estudo foi variada em pequenos incrementos, enquanto que os outros elementos foram aquecidos com a mesma potência.

Caso 2 – Estudo da relação entre a sobretemperatura ΔT_i e a potência q_i para distribuição não uniforme de potência no canal. A potência aplicada no elemento i sob estudo foi variada em pequenos incrementos, enquanto que os outros elementos foram aquecidos com uma distribuição de potência não uniforme.

Caso 3 – Aquecimento uniforme no canal. Todos os elementos protuberantes foram aquecidos com a mesma potência.

Caso 4 – Aquecimento com um elemento desligado. Um elemento foi desligado, enquanto que os outros elementos restantes foram aquecidos com a mesma potência. O experimento foi repetido para cada um dos elementos protuberantes desligado.

Caso 5 – Aquecimento não uniforme no canal. Uma distribuição de potência não uniforme foi imposta nos elementos do canal, com o intuito de testar a predição de sobretemperatura a partir dos coeficientes de influência conjugados, determinados através da relação entre as sobretemperaturas obtidas nos experimentos analisados nos Casos 3 e 4 e a potência aplicada nos elementos protuberantes.

5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados e discussões foram divididos em duas partes. A primeira parte se refere aos resultados obtidos para o canal com espaçamento entre as paredes $b=20\text{mm}$, e a segunda parte se refere ao canal com espaçamento $b=30\text{mm}$. Destaca-se que o espaçamento $b=30\text{mm}$ foi utilizado porque os experimentos com o espaçamento $b=20\text{mm}$ para níveis de potência mais altos, acima de 35W de potência global, estavam alcançando temperaturas muito elevadas. Para preservar o desempenho e a confiabilidade do aparato experimental, decidiu-se por aumentar o espaçamento entre as paredes do canal, para a execução de experimentos no nível de potência global de 70W . Tem-se que a potência global no canal variou de 6W a 75W nos experimentos realizados.

O número de Grashof definido em função da altura H do canal é calculado a partir da Equação 5.1. Tem-se que nos experimentos realizados na faixa de potência global estudada, Gr_H^* variou de $2,98.10^9$ a $1,66.10^{10}$.

$$Gr_H^* = \frac{Ra_H^*}{Pr} = \frac{g\beta Q_H H^2}{\nu^2 \kappa} \quad (5.1)$$

Os experimentos realizados nestas duas partes foram divididos em três seções. Primeiramente, experimentos foram realizados para verificar a condição de convecção forçada induzida pelo empuxo, proposta por Ortega e Moffat (1986). A segunda seção consistiu de experimentos para o cálculo dos coeficientes de influência conjugados da matriz da função de Green discreta inversa, G^{-1} . A terceira seção envolveu testes de aquecimento com distribuição de potência não uniforme para comparar os dados experimentais de distribuição de sobretemperatura, e a predição de distribuição de sobretemperatura, calculada a partir dos coeficientes de influência conjugados.

5.1 Resultados para o canal com espaçamento entre as paredes $b=20\text{mm}$

5.1.1. Convecção Forçada Induzida pelo Empuxo

Ortega e Moffat (1986) utilizaram o método da superposição linear para prever o perfil de sobretemperatura em um aquecimento não uniforme imposto em dez fileiras de elementos cúbicos montados em uma parede de um canal vertical de placas paralelas, sob a condição de que os efeitos de empuxo local são desprezíveis em relação ao escoamento global induzido no canal. Localmente, para a convecção forçada induzida pelo empuxo, o escoamento em torno de um elemento é praticamente independente da temperatura deste elemento.

Para verificar esta condição de convecção forçada local em torno dos elementos, a relação entre a sobretemperatura ΔT_i e a potência q_i aplicada ao elemento i , devida ao auto-aquecimento deste elemento, foi determinada experimentalmente, de acordo com as condições especificadas na Seção 3.3.

O elemento # 4, localizado na parede do substrato à meia altura do canal, como mostra a Figura 4.1, foi escolhido para este estudo. Primeiramente, experimentos foram realizados variando-se a potência no elemento # 4, q_4 , em incrementos, e aplicando-se uma potência constante de 5W nos outros elementos, em todos os casos analisados. A potência aplicada ao elemento # 4 variou de 0W a 15W, em incrementos de 1W.

A Figura 5.1 mostra que na faixa de potência estudada, a sobretemperatura no elemento # 4, ΔT_4 , aumentou de forma aproximadamente linear com o aumento da potência aplicada neste elemento. A Figura 5.1 também ilustra o aumento de temperatura ΔT_{44} , resultante da variação na potência q_4 , que é dado pela diferença entre a sobretemperatura ΔT_4 e a sobretemperatura alcançada no experimento com o elemento # 4 desligado, como mostra a Equação 5.2.

$$\Delta T_{44} = \left(T_{4,\text{aquecimento uniforme}} - T_{\infty} \right) - \left(T_{4,\text{elemento \# 4 desligado}} - T_{\infty} \right) \quad (5.2)$$

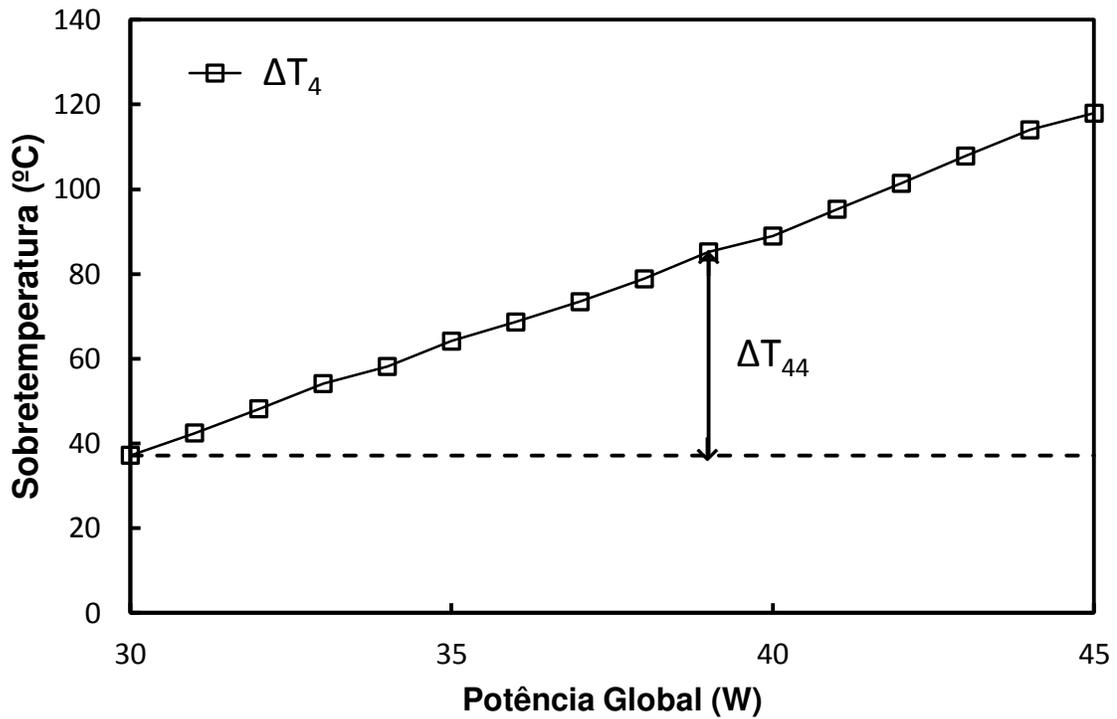


Figura 5.1 Variação da sobretemperatura experimental medida no elemento # 4 em relação à variação da potência global

Como esperado a partir do resultado anterior, a Figura 5.2 mostra que o coeficiente de influência conjugado, $g_{44}^{-1} = \Delta T_{44} / q_4$, que representa a influência do auto-aquecimento no elemento # 4, é aproximadamente constante na faixa de potência analisada experimentalmente, até o nível de potência global de 45W, um caso extremo em que 1/3 da potência global foi aplicada ao elemento # 4. Este comportamento foi considerado válido para todos os outros elementos montados na parede do canal.

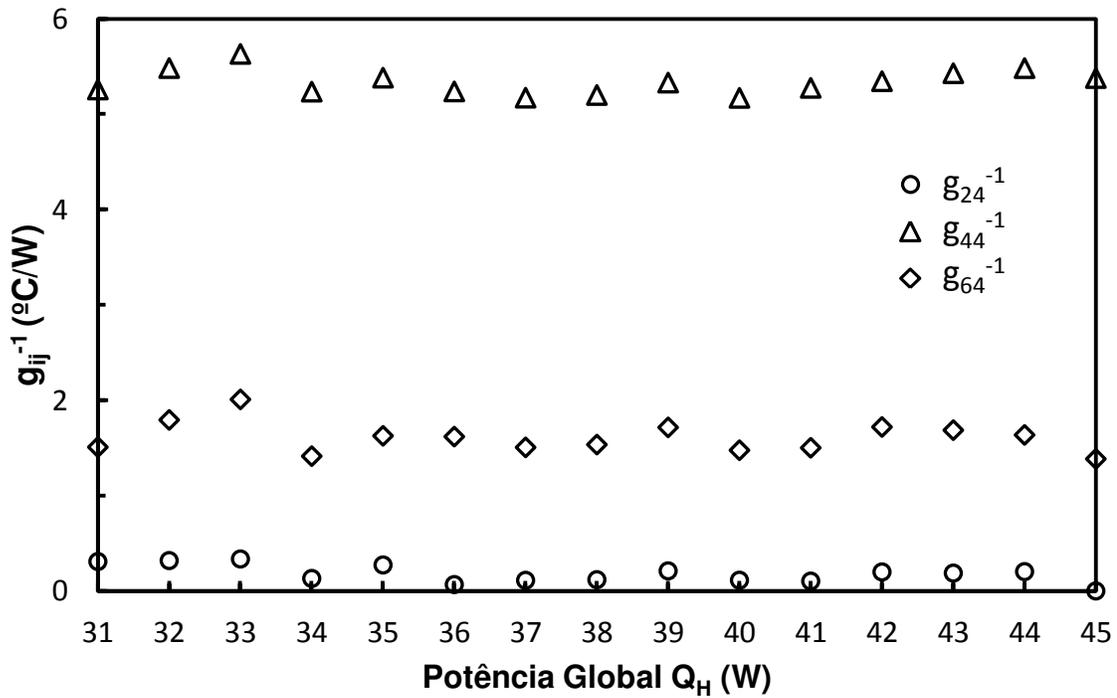


Figura 5.2 Variação dos coeficientes de influência conjugados g_{24}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{64}^{-1} em relação à potência global aplicada

A partir dos dados da Tabela 5-1, nota-se que o coeficiente g_{44}^{-1} teve uma variação máxima de 4,71% em relação ao valor médio aritmético das medidas.

Tabela 5-1 Coeficientes de influência conjugados g_{44}^{-1} em relação à potência aplicada no elemento # 4.

| q_4 (W) | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|--|------|------|------|------|------|------|------|------|
| g_{44}^{-1} ($^{\circ}\text{C/W}$) | 5,26 | 5,49 | 5,63 | 5,24 | 5,38 | 5,24 | 5,17 | 5,20 |
| Diferença (%) | 2,23 | 1,95 | 4,71 | 2,65 | 0,07 | 2,60 | 3,82 | 3,30 |

| q_4 | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 | 14 | 15 | $\overline{g_{44}^{-1}}$ |
|---------------|------|------|------|------|------|------|------|--------------------------|
| g_{44}^{-1} | 5,33 | 5,17 | 5,28 | 5,35 | 5,43 | 5,48 | 5,38 | 5,38 |
| Diferença (%) | 0,89 | 3,87 | 1,91 | 0,62 | 0,94 | 1,94 | 0,00 | |

A Figura 5.2 mostra também a influência do aquecimento do elemento # 4 nas sobretemperaturas dos elementos # 2 e # 6, que é expressa pelos coeficientes g_{24}^{-1} e g_{64}^{-1} respectivamente. Estes coeficientes de influência conjugados seguem a mesma tendência observada em g_{44}^{-1} , caracterizada por uma relação aproximadamente linear entre o aumento de temperatura, ΔT_{24} e ΔT_{64} , e a potência aplicada, q_4 . Nota-se que a influência do aquecimento no elemento # 4 sobre os elementos a montante (representada pela curva do coeficiente g_{24}^{-1}), devida ao efeito da condução através do substrato e a uma possível recirculação do escoamento entre os elementos protuberantes, é menos acentuada do que a influência do aquecimento no elemento # 4 sobre os elementos a jusante (representada pela curva do coeficiente g_{64}^{-1}), devido principalmente ao efeito da esteira térmica e ao efeito da condução no substrato.

A partir da análise de incerteza de medidas indiretas, em anexo no Apêndice A, de acordo com a metodologia proposta por Coleman e Steele (1989), tem-se que as incertezas das medidas são aproximadamente da mesma ordem de grandeza das diferenças encontradas dos valores dos coeficientes g_{44}^{-1} em relação ao valor médio aritmético das medidas. A partir da Figura 5.3, tem-se que a incerteza na medida do coeficiente de influência conjugado para a potência de 1W aplicada no elemento # 4 (g_{44}^{-1}) é 14,65% do valor da medida. Para a potência de 5W a incerteza na medida de g_{44}^{-1} é 6,78, para a potência de 10W a incerteza na medida de g_{44}^{-1} é 5,10% e para a potência de 15W a incerteza na medida de g_{44}^{-1} é 4,40%. Analisando-se a Figura 5.3 e a formulação absoluta da incerteza na medida de g_{44}^{-1} , os resultados indicam que a incerteza das medidas diminui com o aumento da potência aplicada no elemento # 4.

Portanto, a partir da análise de incerteza das medidas e dos resultados experimentais obtidos, pode-se admitir que o comportamento aproximadamente constante do coeficiente de influência conjugado g_{44}^{-1} em relação à potência aplicada no elemento # 4 é consistente.

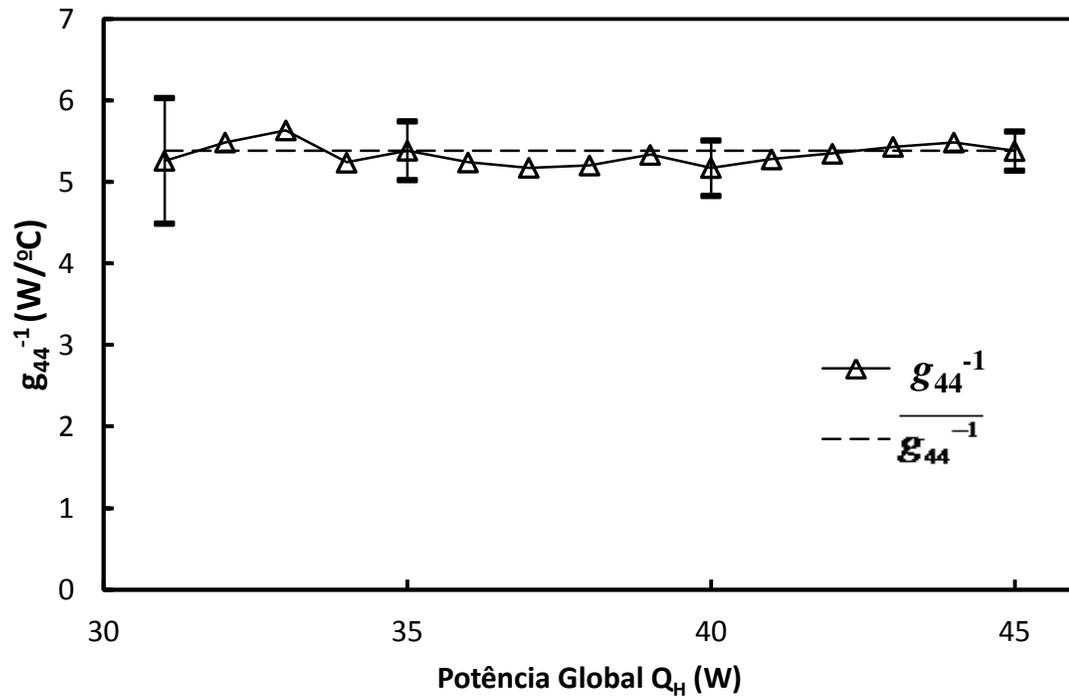


Figura 5.3 Análise de incerteza das medidas indiretas de g_{44}^{-1}

Experimentos análogos aos apresentados anteriormente foram realizados para o nível de potência global de 7W, que equivale à 1W por elemento no experimento de aquecimento uniforme.

A Figura 5.4 mostra os resultados destes experimentos, que envolveu a variação da potência aplicada ao elemento # 4 de 0W a 3W, em incrementos de 1W, e a aplicação de uma potência de 1W por elemento nos outros seis elementos restantes em cada caso. Nota-se a partir da Figura 5.4 que a sobretemperatura no elemento # 4 aumentou de forma aproximadamente linear com o aumento da potência aplicada neste elemento.

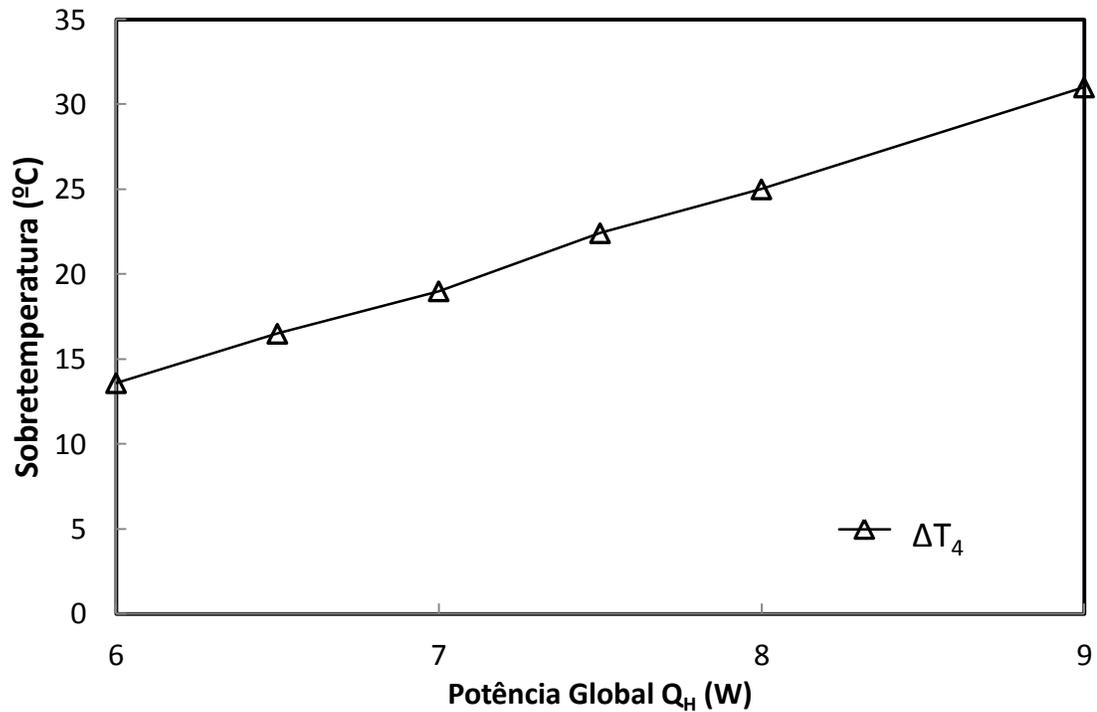


Figura 5.4 Variação da sobretemperatura experimental medida no elemento # 4 em relação à variação da potência global

Observa-se a partir da Tabela 5-2 e do comportamento da curva mostrada na Figura 5.5 que o coeficiente de influência conjugado g_{44}^{-1} teve uma variação máxima de 4,50% em relação ao valor médio aritmético das medidas.

Tabela 5-2 Coeficientes de influência conjugados, g_{44}^{-1} , em relação à variação da potência aplicada no elemento # 4.

| q_4 (W) | 0,5 | 1 | 1,5 | 2 | 3 | $\overline{g_{44}^{-1}}$ |
|---|------|------|------|------|------|--------------------------|
| g_{44}^{-1} ($^{\circ}\text{C}/\text{W}$) | 5,82 | 5,41 | 5,89 | 5,71 | 5,80 | 5,73 |
| Diferença (%) | 1,65 | 4,50 | 2,82 | 0,35 | 1,37 | |

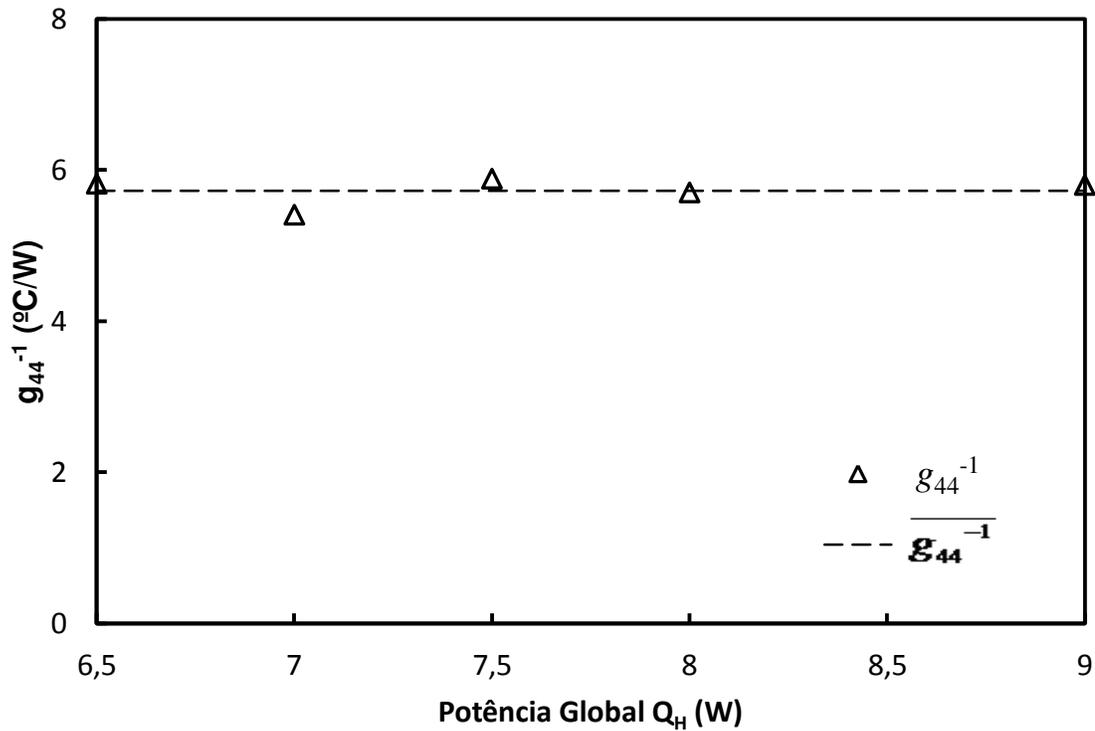


Figura 5.5 Variação do coeficiente de influência conjugado g_{44}^{-1} em relação à potência global aplicada

Analisando a Figura 5.5, nota-se que o coeficiente de influência conjugado g_{44}^{-1} ainda permaneceu aproximadamente constante até o nível do potência global de 9W, um caso extremo em que 1/3 da potência global foi aplicada ao elemento # 4.

5.1.2. Medição das Temperaturas e Cálculo dos Coeficientes de Influência Conjugados

Experimentos foram realizados para os níveis de potência global de 7W (1W por elemento para aquecimento uniforme) e 35W (5W por elemento para aquecimento uniforme), seguindo a metodologia descrita na Seção 3.3, para identificar os elementos da matriz dos coeficientes de influência conjugados. Primeiramente, realizou-se o experimento de aquecimento uniforme e, em seguida, realizaram-se os experimentos com um elemento desligado para cada elemento montado no canal, um a um.

A Tabela 5-3 mostra as sobretemperaturas alcançadas em cada elemento protuberante para o nível de potência global de 7W, para o experimento de aquecimento uniforme e nos experimentos com um elemento desligado.

Tabela 5-3 Sobretemperaturas medidas para o nível de potência global de 7W

| | Elem. # 1 Desligado | Elem. # 2 Desligado | Elem. # 3 Desligado | Elem. # 4 Desligado | Elem. # 5 Desligado | Elem. # 6 Desligado | Elem. # 7 Desligado | Aquec. Uniforme |
|-------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|--------------------|
| ΔT_1 (°C) | 1,3 | 9,9 | 10,1 | 9,5 | 9,2 | 9,0 | 9,7 | 10,1 |
| ΔT_2 (°C) | 11,8 | 6,9 | 14,9 | 14,0 | 13,6 | 13,4 | 14,1 | 14,9 |
| ΔT_3 (°C) | 15,9 | 14,5 | 10,3 | 16,5 | 16,6 | 16,4 | 17,0 | 18,1 |
| ΔT_4 (°C) | 17,6 | 17,2 | 16,3 | 11,6 | 17,9 | 18,0 | 18,4 | 19,7 |
| ΔT_5 (°C) | 17,9 | 18,2 | 18,0 | 16,1 | 12,5 | 18,4 | 18,9 | 20,2 |
| ΔT_6 (°C) | 17,7 | 18,5 | 18,7 | 17,3 | 16,4 | 12,7 | 18,7 | 20,1 |
| ΔT_7 (°C) | 16,3 | 17,4 | 17,7 | 16,9 | 16,2 | 15,7 | 11,2 | 18,4 |

A Figura 5.6 apresenta os perfis de sobretemperatura para o nível de potência global de 7W. Os perfis mostrados correspondem ao experimento de aquecimento uniforme e experimentos com um elemento desligado para os elementos # 1, # 4 e # 7 respectivamente. Analisa-se pela curva de aquecimento uniforme que as sobretemperaturas nos elementos aumentam no sentido do escoamento. Observa-se que a sobretemperatura do elemento # 7 é menor em valores absolutos que a sobretemperatura do elemento # 6, fato devido possivelmente ao efeito da transferência de calor por radiação ser mais significativo no elemento #7, situado próximo à saída do canal.

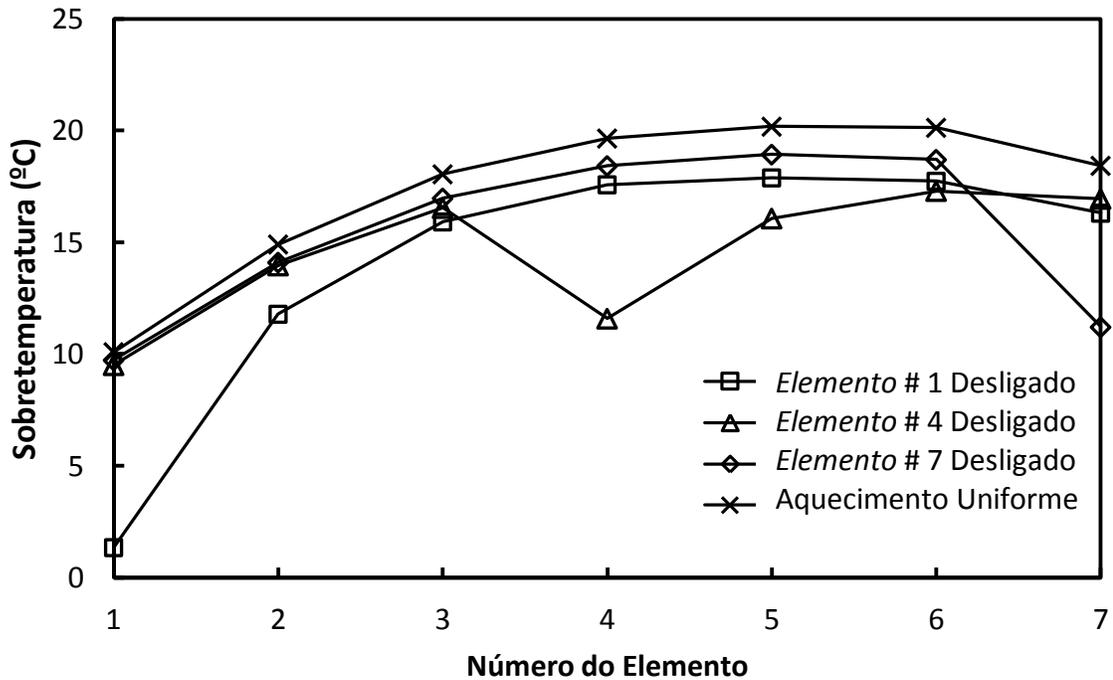


Figura 5.6 Perfis de sobretemperatura para o nível de potência global de 7W

Analogamente ao nível de potência global de 7W, a Tabela 5-4 exibe as sobretemperaturas alcançadas em cada elemento protuberante para o nível de potência global de 35W, para o experimento de aquecimento uniforme e o experimento com um elemento desligado.

Tabela 5-4 Sobretemperaturas medidas para o nível de potência global de 35W

| | Elem # 1 Desligado | Elem # 2 Desligado | Elem # 3 Desligado | Elem # 4 Desligado | Elem # 5 Desligado | Elem # 6 Desligado | Elem # 7 Desligado | Aquec. Uniforme |
|-------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|-----------------------|--------------------|
| ΔT_1 (°C) | 2,7 | 35,2 | 35,0 | 34,9 | 34,8 | 34,7 | 34,9 | 35,4 |
| ΔT_2 (°C) | 36,2 | 19,9 | 44,9 | 46,6 | 47,4 | 47,3 | 46,5 | 48,1 |
| ΔT_3 (°C) | 49,8 | 46,6 | 28,4 | 54,3 | 57,2 | 56,8 | 55,5 | 58,2 |
| ΔT_4 (°C) | 55,9 | 55,1 | 49,9 | 36,2 | 61,9 | 62,2 | 60,2 | 64,6 |
| ΔT_5 (°C) | 59,3 | 59,2 | 55,7 | 53,5 | 42,6 | 64,0 | 62,5 | 67,3 |
| ΔT_6 (°C) | 60,6 | 60,5 | 58,5 | 57,1 | 57,2 | 41,8 | 62,5 | 66,8 |
| ΔT_7 (°C) | 58,3 | 58,2 | 57,2 | 56,3 | 56,7 | 54,9 | 35,9 | 63,4 |

A Figura 5.7 mostra os perfis de sobretemperatura para o nível de potência global de 35W. Os perfis apresentados correspondem ao experimento de aquecimento uniforme e aos experimentos com um elemento desligado, para os elementos # 1, # 4 e # 7 respectivamente.

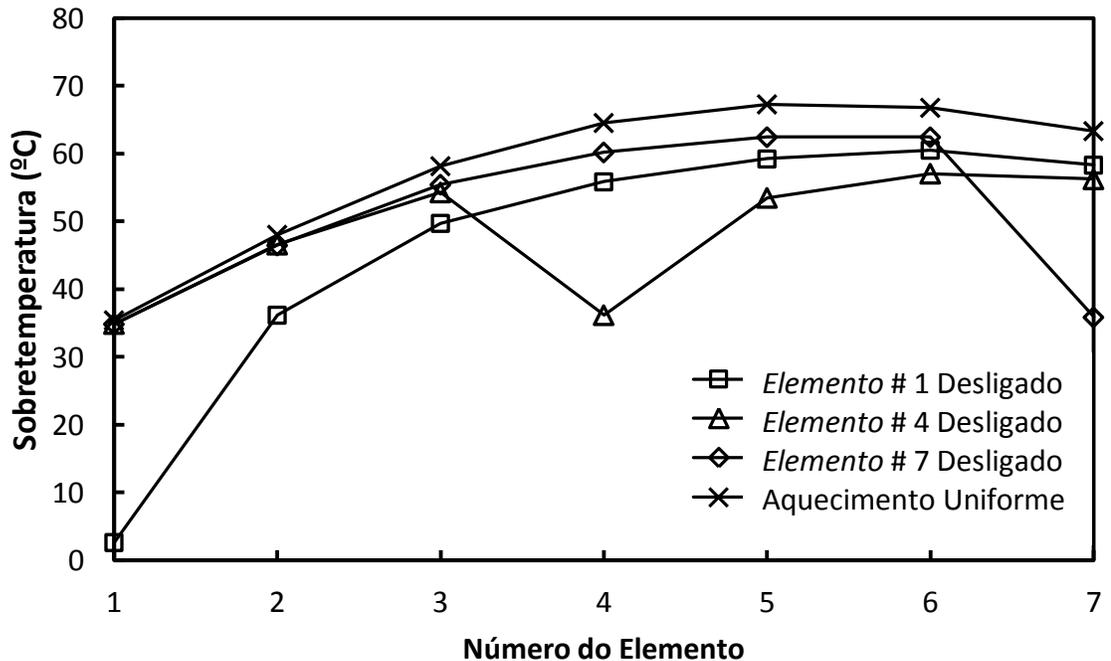


Figura 5.7 Perfis de sobretemperatura para o nível de potência global de 35W

Analisando as Figuras 5.6 e 5.7, observa-se o efeito de esteira térmica do elemento j sobre os elementos a jusante, claramente visível através da comparação do perfil de sobretemperatura obtido no experimento com o elemento # 1 desligado com o perfil de sobretemperatura obtido no experimento de aquecimento uniforme. Tem-se que todas as sobretemperaturas nos elementos a jusante do elemento # 1 desligado são menores em valores absoluto que as sobretemperaturas obtidas no experimento de aquecimento uniforme.

Os efeitos de condução através do substrato e de uma possível recirculação do escoamento entre os elementos, representados nos elementos a montante do elemento j , podem ser exemplificados através da comparação do perfil de sobretemperatura obtido no experimento com o elemento # 7 desligado com o perfil de sobretemperatura obtido no experimento de

aquecimento uniforme. As sobretemperaturas dos elementos a montante do elemento # 7 são inferiores em valores absolutos às sobretemperaturas alcançadas no aquecimento uniforme. Observa-se que a influência dos efeitos de condução através do substrato e de uma possível recirculação do escoamento entre os elementos protuberantes é menos significativa se comparada à influência do efeito de esteira térmica na sobretemperatura dos elementos a jusante.

Após a medição das sobretemperaturas, os coeficientes de influência conjugados puderam ser determinados para os dois níveis de potência global estudados, 7W e 35W, como exemplificado na Equação 3.24, com base na medição dos perfis de sobretemperatura no experimento de aquecimento uniforme e nos experimentos com um elemento desligado, realizados para cada elemento protuberante.

A Tabela 5-5 apresenta a matriz dos coeficientes de influência conjugados G^{-1} da função de Green discreta inversa para o nível de potência global de 7W.

Tabela 5-5 Coeficientes de influência conjugados g_{ij}^{-1} para o nível de potência global de 7W.

| $i = \backslash j =$ | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
|----------------------|------|------|------|------|------|------|------|
| 1 | 8,74 | 0,15 | 0,24 | 0,58 | 0,9 | 1,06 | 0,36 |
| 2 | 3,12 | 8,04 | 0,01 | 0,94 | 1,31 | 1,51 | 0,81 |
| 3 | 2,13 | 3,52 | 7,72 | 1,51 | 1,49 | 1,67 | 1,08 |
| 4 | 2,07 | 2,41 | 3,37 | 8,06 | 1,74 | 1,63 | 1,23 |
| 5 | 2,29 | 1,98 | 2,21 | 4,11 | 7,67 | 1,76 | 1,25 |
| 6 | 2,39 | 1,68 | 1,48 | 2,83 | 3,77 | 7,41 | 1,43 |
| 7 | 2,12 | 1,03 | 0,77 | 1,48 | 2,24 | 2,75 | 7,22 |

A Figura 5.8 mostra os perfis dos coeficientes de influência conjugados, g_{ij}^{-1} , dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 7W.

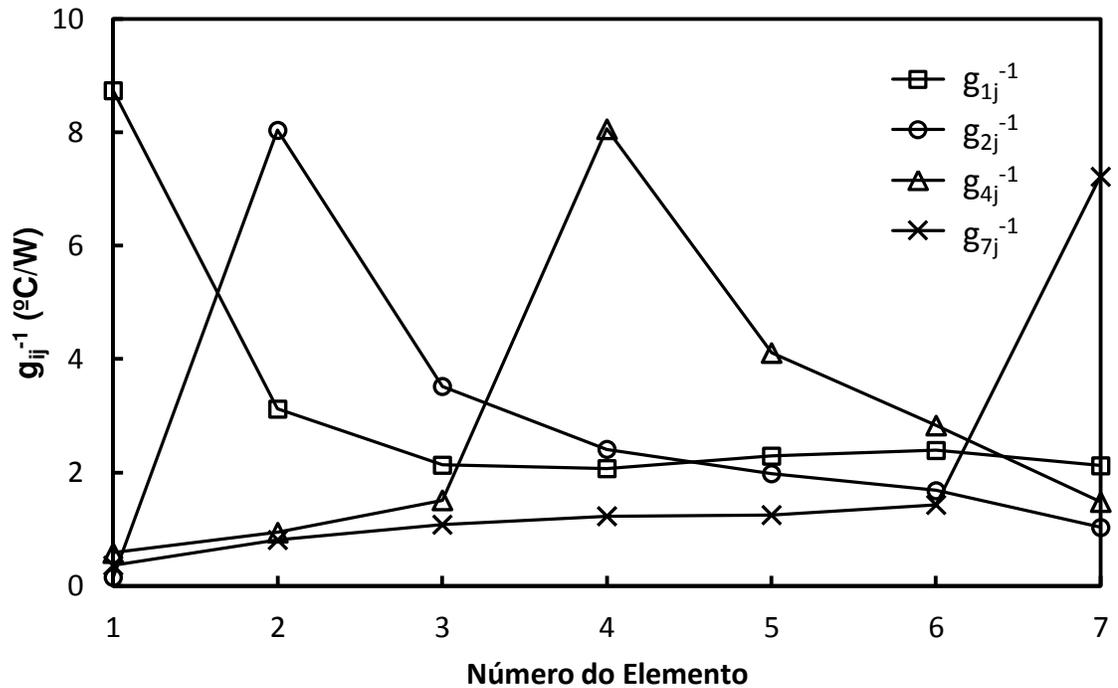


Figura 5.8 Perfis dos coeficientes de influência conjugados dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 7W

Analogamente à Tabela 5-5, a Tabela 5-6 exibe a matriz dos coeficientes de influência conjugados, G^{-1} , da função de *Green* discreta inversa para o nível de potência global de 35W.

Tabela 5-6 Matriz da função de *Green* discreta inversa para o nível de potência global de 35W

| $i \backslash j =$ | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
|--------------------|------|------|------|------|------|------|------|
| 1 | 6,56 | 0,06 | 0,08 | 0,11 | 0,12 | 0,16 | 0,11 |
| 2 | 2,37 | 5,63 | 0,64 | 0,29 | 0,14 | 0,15 | 0,31 |
| 3 | 1,69 | 2,32 | 5,96 | 0,78 | 0,20 | 0,28 | 0,55 |
| 4 | 1,74 | 1,88 | 2,93 | 5,67 | 0,53 | 0,47 | 0,87 |
| 5 | 1,61 | 1,63 | 2,32 | 2,76 | 4,94 | 0,66 | 0,97 |
| 6 | 1,25 | 1,26 | 1,66 | 1,94 | 1,92 | 5,00 | 0,87 |
| 7 | 1,00 | 1,03 | 1,23 | 1,42 | 1,34 | 1,69 | 5,50 |

A Figura 5.9 mostra os perfis dos coeficientes de influência conjugados, g_{ij}^{-1} , dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência de 35W.

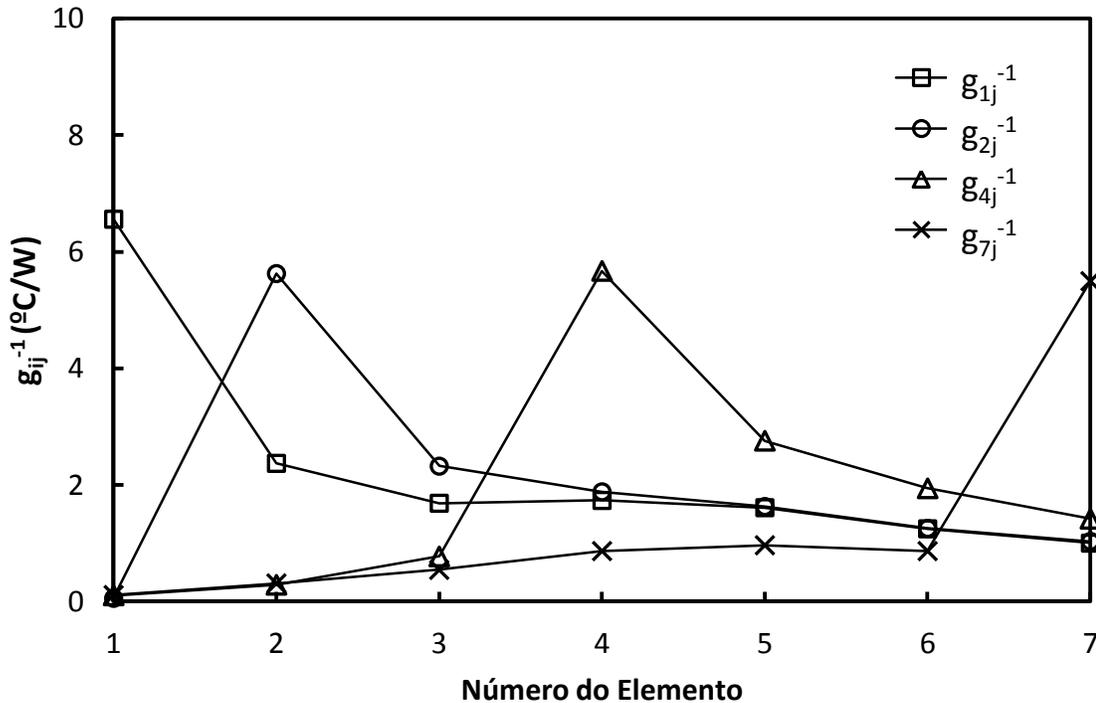


Figura 5.9 Perfis dos coeficientes de influência conjugados dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 35W

A comparação dos coeficientes de influência conjugados ilustrados nas Figuras 5.8 e 5.9 indica que estes coeficientes g_{ij}^{-1} , para o nível de potência global de 7W são maiores em valor absoluto que coeficientes de influência conjugados, g_{ij}^{-1} , no nível de potência global de 35W.

A diminuição dos valores de g_{ij}^{-1} é explicada pelo aumento da potência global dissipada no canal, que eleva a sobretemperatura em todos os elementos do canal. Este aumento da sobretemperatura nos elementos aumenta os efeitos cumulativos de empuxo no canal, aumentando a vazão mássica induzida através do canal e intensificando o mecanismo de transferência de calor convectivo. Como o coeficiente de influência conjugado diminui com o aumento do coeficiente convectivo, tem-se que o coeficiente de influência conjugado diminui

com o aumento da potência global, como indicado na comparação das Figuras 5.8 e 5.9. Portanto, a influência do aquecimento do elemento j no aumento da temperatura do elemento i para cada coeficiente g_{ij}^{-1} é maior no nível de potência global de 7W, comparado com o nível de potência global de 35W.

A partir das Tabelas 5-5 e 5-6 e das curvas g_{4j} mostradas nas Figuras 5.8 e 5.9 observa-se que a influência do aquecimento do elemento j sobre os elementos a montante, devida aos efeitos de condução através do substrato e de uma possível recirculação do escoamento entre os elementos, é menos significativa se comparada com a influência do aquecimento do elemento j sobre os elementos a jusante, devido principalmente ao efeito de esteira térmica. Nota-se que o efeito da esteira térmica é mais significativo no primeiro elemento a jusante do elemento analisado, pois o maior decaimento de sobretemperatura, em relação à temperatura alcançada no experimento de aquecimento uniforme, ocorre neste primeiro elemento a jusante. De acordo com Ortega e Moffat (1986), tem-se que o decaimento da esteira térmica pode ser ajustado por uma lei de potência.

5.1.3. Predição de Sobretemperatura em Casos Teste de Aquecimento Não Uniforme

Casos teste de aquecimento não uniforme foram realizados para comparar os dados experimentais obtidos a partir dos perfis de sobretemperatura ΔT_i medidos experimentalmente e o perfil de sobretemperatura predito a partir dos coeficientes de influência conjugados determinados.

A Tabela 5-7 lista as potências aplicadas em cada elemento nos casos teste experimentais. A potência global aplicada nos casos teste foi: 7W para o Caso Teste 01, 30W para o Caso Teste 02 e 45W para o Caso Teste 03. Os perfis de aquecimento não uniforme foram escolhidos intencionalmente com uma distribuição sinuosa para testar o processo de predição de sobretemperatura. De acordo com Alves (2010), os coeficientes de influência conjugados são descritores invariantes em relação às condições de contorno térmicas. Para a condição de

convecção forçada induzida pelo empuxo, tem-se que a distribuição da potência aplicada nos elementos é função da potência global e da vazão mássica no canal.

Tabela 5-7 Potência aplicada em cada elemento nos casos teste experimentais.

| | q_1 (W) | q_2 (W) | q_3 (W) | q_4 (W) | q_5 (W) | q_6 (W) | q_7 (W) | Q_H (W) |
|----------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Caso Teste 01 | 2 | 0 | 2 | 0 | 2 | 0 | 1 | 7 |
| Caso Teste 02 | 7 | 3 | 7 | 0 | 3 | 7 | 3 | 30 |
| Caso Teste 03 | 10 | 5 | 10 | 0 | 5 | 10 | 5 | 45 |

A Figura 5.10 compara os perfis de sobretemperatura experimentais e preditos, ΔT_i , dos Casos Teste 01, 02 e 03. Os perfis de sobretemperatura preditos foram calculados a partir da Equação 3.23, utilizando os coeficientes influência conjugados determinados a partir dos resultados experimentais apresentados na Seção 5.1.2.

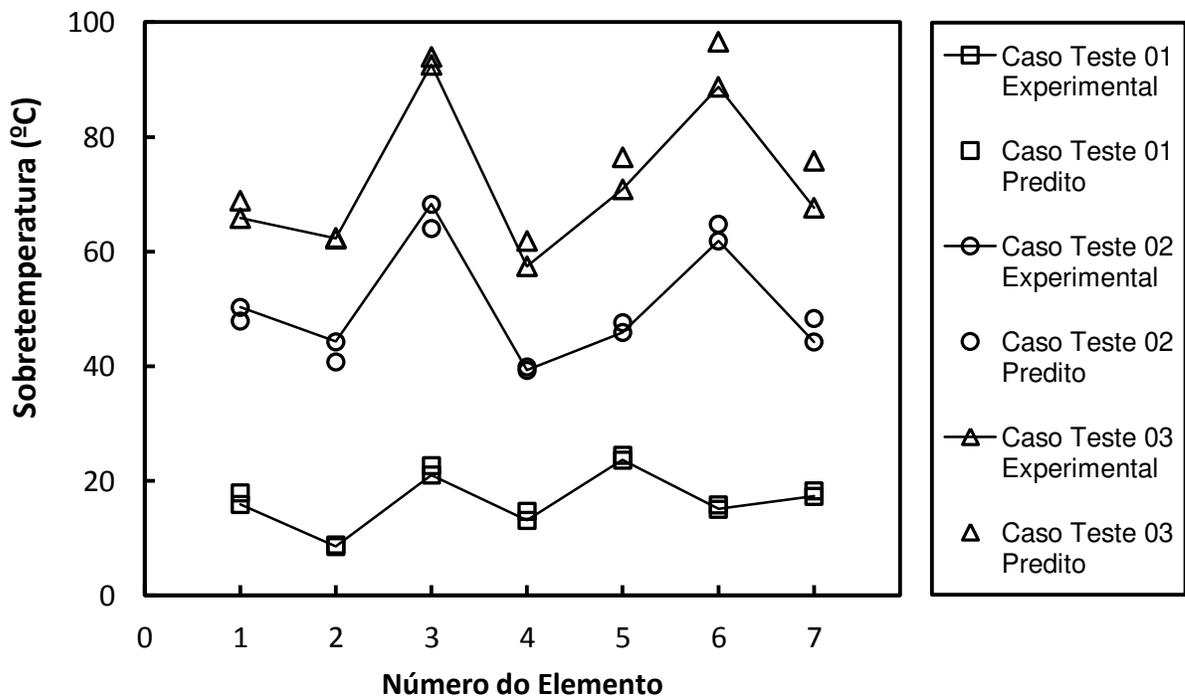


Figura 5.10 Perfis de sobretemperatura experimentais e preditos para os Casos Teste

As Tabelas 5-8, 5-9 e 5-10 mostram os valores de sobretemperatura medidos experimentalmente e preditos a partir das matrizes dos coeficientes de influência conjugados, calculadas para aquecimento uniforme para os níveis de potência global de 7W e 35W, para os Casos Teste 01, 02 e 03 respectivamente.

Tabela 5-8 Caso Teste 01

| | Elem # 1 | Elem # 2 | Elem # 3 | Elem # 4 | Elem # 5 | Elem # 6 | Elem # 7 |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| ΔT_i medido (°C) | 15,9 | 8,6 | 21,1 | 13,1 | 23,6 | 15,1 | 17,3 |
| ΔT_i predito (°C) | 17,9 | 8,9 | 22,7 | 14,7 | 24,5 | 15,8 | 18,3 |
| Diferença (%) | 12,7 | 3,3 | 7,7 | 12,1 | 3,6 | 5,1 | 5,6 |

Tabela 5-9 Caso Teste 02

| | Elem # 1 | Elem # 2 | Elem # 3 | Elem # 4 | Elem # 5 | Elem # 6 | Elem # 7 |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| ΔT_i medido (°C) | 50,3 | 44,3 | 68,3 | 39,3 | 45,9 | 61,9 | 44,3 |
| ΔT_i predito (°C) | 47,9 | 40,8 | 64,0 | 39,9 | 47,6 | 64,8 | 48,4 |
| Diferença (%) | 4,7 | 7,9 | 6,2 | 1,53 | 3,7 | 4,7 | 9,2 |

Tabela 5-10 Caso Teste 03

| | Elem # 1 | Elem # 2 | Elem # 3 | Elem # 4 | Elem # 5 | Elem # 6 | Elem # 7 |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| ΔT_i medido (°C) | 65,9 | 62,3 | 92,6 | 57,5 | 70,9 | 88,8 | 67,7 |
| ΔT_i predito (°C) | 68,9 | 62,4 | 94,0 | 61,9 | 76,5 | 96,6 | 75,9 |
| Diferença (%) | 4,6 | 0,3 | 1,5 | 7,7 | 7,9 | 8,8 | 12,1 |

A partir da Figura 5.10 e dos dados das Tabelas 5-8, 5-9 e 5-10, observa-se que os coeficientes de influência conjugados g_{ij}^{-1} predizem os dados experimentais do Caso Teste 01 com uma diferença máxima de 12,7%, indicada na sobretemperatura do elemento # 1. No Caso Teste 02, a diferença máxima na predição de sobretemperatura foi de 9,2%, ocorrida na sobretemperatura do elemento # 7. Finalmente, a diferença máxima na predição de sobretemperatura no Caso Teste 03 foi de 12,1% na sobretemperatura do elemento # 7. Nota-se

que as matrizes dos coeficientes de influência conjugados utilizadas na predição de sobretemperatura nos casos teste de aquecimento não uniforme foram obtidas para o aquecimento uniforme no canal, a partir dos perfis de sobretemperatura medidos no experimento de aquecimento uniforme e nos experimentos com um elemento desligado. Apesar desta observação, tem-se que as diferenças entre os valores experimental e predito são da mesma ordem de grandeza das incertezas das medidas, de acordo com a análise de incerteza apresentada no Anexo A, o que mostra que a técnica da função de *Green* discreta inversa é válida para predizer o perfil de sobretemperaturas em um aquecimento com distribuição não uniforme imposto nos elementos do canal.

A partir dos resultados obtidos, nota-se que existe um fator de escala entre as curvas apresentadas nas Figuras 5.8 e 5.9. Portanto, tem-se que é possível obter uma generalização para correlacionar os coeficientes de influência conjugados para níveis de potência global intermediários.

5.2 Resultados e Discussões para o canal com espaçamento entre as paredes $b=30\text{mm}$

Analogamente à Seção 5.1, experimentos foram realizados para verificar a condição de convecção forçada induzida pelo empuxo localmente em torno dos elementos protuberantes. A segunda seção consistiu de experimentos para calcular os coeficientes de influência conjugados da matriz da função de *Green* discreta inversa G^{-1} para três níveis de potência global: 14W, 35W e 70W. A terceira seção envolveu testes de aquecimento não uniforme para comparar os dados experimentais de distribuição de sobretemperatura, e a predição de distribuição de sobretemperatura calculada a partir da matriz dos coeficientes de influência conjugados. As matrizes de coeficientes de influência conjugados, calculadas para os níveis de potência global de 14W, 35W e 70W para o espaçamento $b=30\text{mm}$, foram interpoladas para correlacionar os coeficientes de influência conjugados para quaisquer níveis de potência global intermediários. Casos teste experimentais de aquecimento não uniforme foram realizados para comparação de resultados nos níveis de potência global intermediários de 24W e 51W de potência global.

5.2.1 Convecção Forçada Induzida pelo Empuxo

Experimentos análogos aos experimentos apresentados na Seção 5.1.1 foram realizados para o canal vertical de placas paralelas para o espaçamento entre as paredes do canal $b=30\text{mm}$. Nesta seção, o estudo da relação entre a sobretemperatura ΔT_i e a potência q_i aplicada ao elemento i foi realizado para os elementos # 1, # 4 e # 7 para os níveis de potência global de 14W, 35W e 70W. Para minimizar a incerteza na medida dos coeficientes de influência conjugados, o nível de potência global de 14W foi escolhido como o menor nível de potência global utilizado nos estudos realizados nesta seção.

A Figura 5.11 mostra que na faixa de potência estudada, as sobretemperaturas ΔT_1 , ΔT_4 e ΔT_7 aumentaram de forma aproximadamente linear com o aumento na potência global aplicada. As potências aplicadas nos elementos # 1, # 4 e # 7 nos experimentos realizados neste estudo variaram de 0 a 8W em cada caso, enquanto que uma potência de 2W foi aplicada nos outros elementos, em todos os casos analisados.

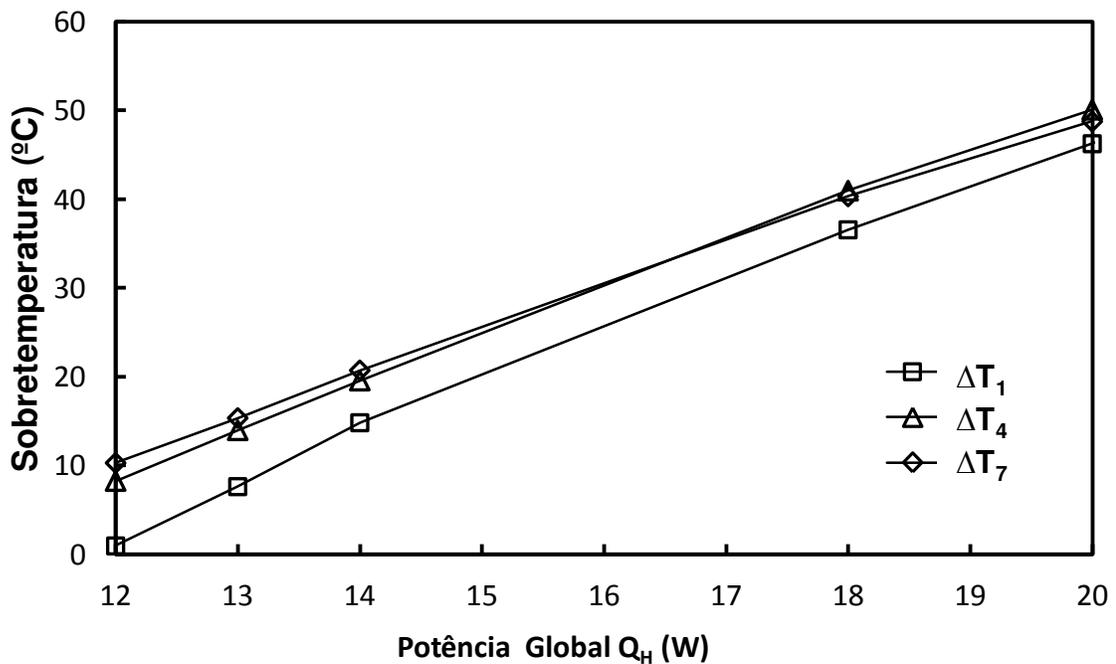


Figura 5.11 Variação da sobretemperatura experimental medida nos elementos # 1, # 4 e # 7 em relação à variação da potência global aplicada

A Tabela 5-11 mostra os valores determinados dos coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} , que representam a influência do auto-aquecimento dos elementos # 1, # 4 e # 7 respectivamente, para três níveis de potência aplicada nestes elementos.

A Figura 5.12 mostra que os coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} têm um comportamento monotônico decrescente, diferente do comportamento aproximadamente constante obtido para o espaçamento $b=20\text{mm}$. Aparentemente, o motivo deste comportamento monotônico é o aumento no espaçamento entre as paredes do canal. O comportamento foi considerado válido para todos os outros elementos montados na parede do canal. Fisicamente, o aumento do espaçamento faz com que os efeitos cumulativos do empuxo sejam menos pronunciados, aumentando a importância do empuxo local.

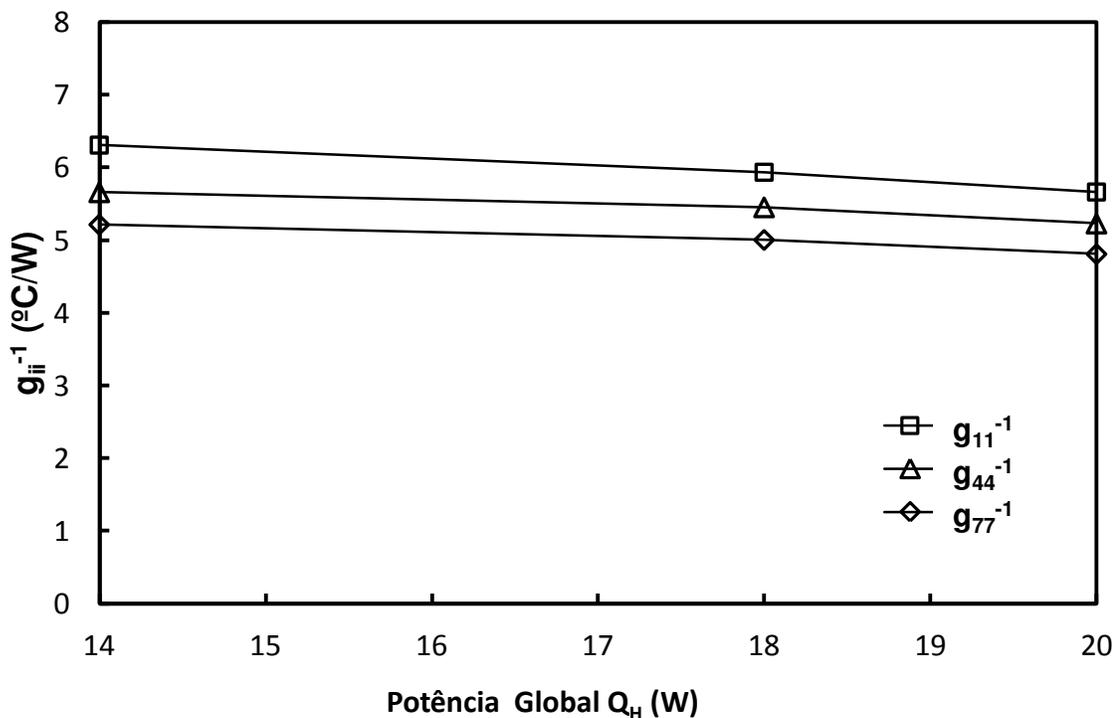


Figura 5.12 Variação dos coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} em relação à variação da potência global aplicada

Para cada elemento i , será admitida válida a condição de convecção forçada induzida pelo empuxo até aproximadamente o limite de 5% de variação em torno da média do coeficiente de

influência conjugado g_{ij}^{-1} , na faixa de potência dissipada neste elemento. Tem-se que, na faixa de potência estudada, em que a potência aplicada no elemento chegou até 40% da potência global, os coeficientes de influência conjugados g_{ij}^{-1} tiveram uma variação máxima de 5,68% em relação ao valor médio aritmético das medidas.

Tabela 5-11 Coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} determinados para vários níveis de potência.

| P₁ (W) | g_{11}^{-1} (°C/W) | Diferença (%) | P₄ (W) | g_{44}^{-1} (°C/W) | Diferença (%) | P₇ (W) | g_{77}^{-1} (°C/W) | Diferença (%) |
|------------------------------------|--|--------------------------------|------------------------------------|--|--------------------------------|------------------------------------|--|--------------------------------|
| 2 | 6,31 | 5,68 | 2 | 5,66 | 3,89 | 2 | 5,22 | 4,09 |
| 6 | 5,94 | 0,57 | 6 | 5,45 | 0,10 | 6 | 5,01 | 0,01 |
| 8 | 5,66 | 5,12 | 8 | 5,23 | 4,00 | 8 | 4,81 | 3,99 |

Experimentos análogos foram realizados para os níveis de potência global de 35W e 70W.

Nos experimentos realizados para o nível de potência global de 35W para o experimento de aquecimento uniforme, as potências aplicadas nos elementos # 1, # 4 e # 7 variaram de 0W a 15W, enquanto que uma potência de 5W foi aplicada nos outros elementos, em todos os casos analisados para o estudo dos elementos # 1, # 4 e # 7.

A partir da Figura 5.13 observa-se que as sobretemperaturas nos elementos # 1, # 4 e # 7 também aumentaram de forma aproximadamente linear com o aumento da potência global aplicada nestes elementos.

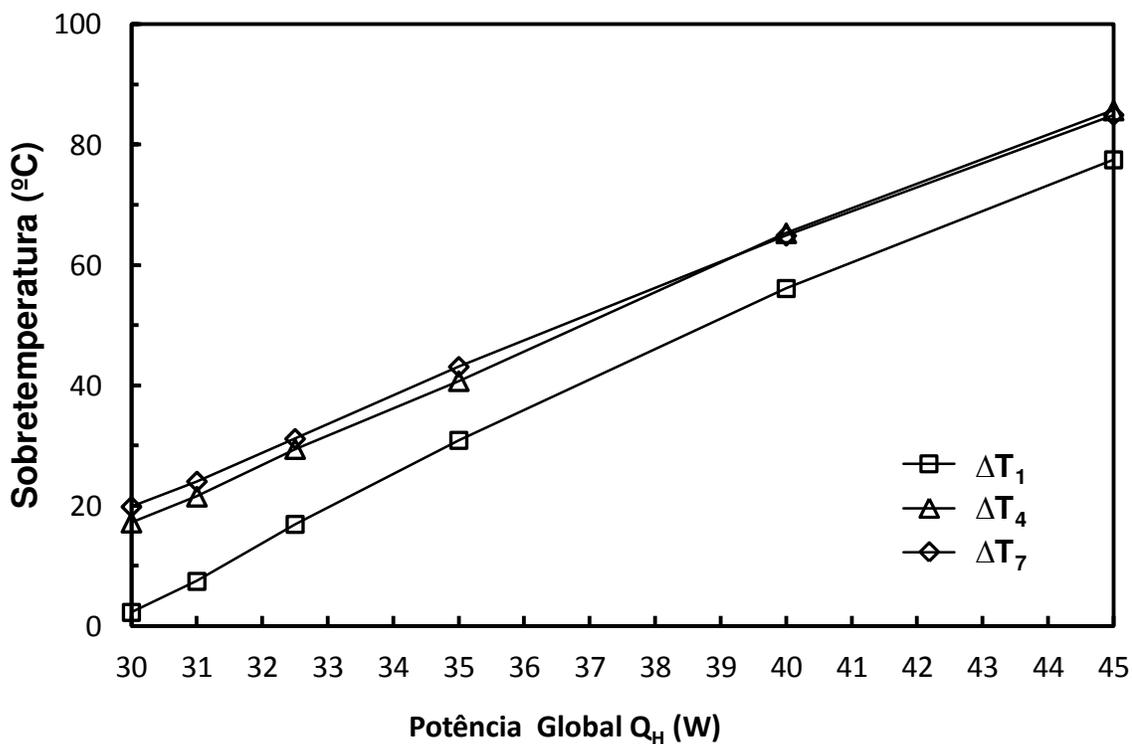


Figura 5.13 Variação da sobretemperatura experimental medida nos elementos # 1, # 4 e # 7 em relação à variação da potência global aplicada

A Tabela 5-12 mostra os valores dos coeficientes de influência conjugados para os elementos # 1, # 4 e # 7 para quatro níveis de potência aplicada nos elementos.

Tabela 5-12 Coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} determinados para vários níveis de potência.

| P_1 (W) | g_{11}^{-1} (°C/W) | Diferença (%) | P_4 (W) | g_{44}^{-1} (°C/W) | Diferença (%) | P_7 (W) | g_{77}^{-1} (°C/W) | Diferença (%) |
|--------------|-------------------------|------------------|--------------|-------------------------|------------------|--------------|-------------------------|------------------|
| 2,5 | 5,86 | 6,59 | 2,5 | 4,89 | 2,45 | 2,5 | 4,52 | 0,32 |
| 5 | 5,72 | 4,12 | 5 | 5,10 | 1,78 | 5 | 4,65 | 3,29 |
| 10 | 5,38 | 1,99 | 10 | 4,81 | 0,11 | 10 | 4,51 | 0,00 |
| 15 | 5,02 | 8,71 | 15 | 4,57 | 4,35 | 15 | 4,34 | 3,63 |

A partir dos dados da Tabela 5-12 e do comportamento das curvas mostradas na Figura 5.14, tem-se que na faixa de potência estudada, em que a potência aplicada no elemento chegou até 1/3 da potência global, os coeficientes de influência conjugados g_{ij}^{-1} tiveram uma variação máxima de 8,71% em relação ao valor médio aritmético das medidas.

A Figura 5.14 mostra que os coeficientes de influência conjugados, g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} , que representam a influência do auto-aquecimento, também exibem um comportamento monotônico decrescente. O comportamento foi considerado válido para todos os outros elementos montados na parede do canal.

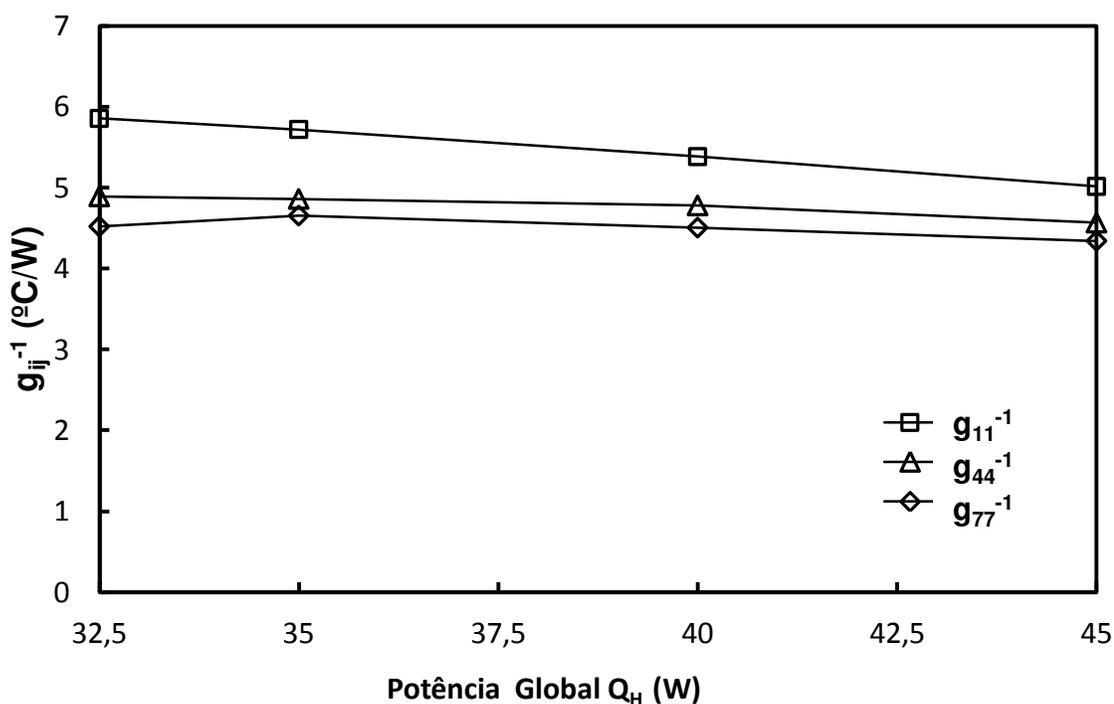


Figura 5.14 Variação dos coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} em relação à variação da potência global aplicada

Para o nível de potência global de 70W para o experimento de aquecimento uniforme, observa-se na Figura 5.15 que as sobretemperaturas ΔT_1 , ΔT_4 e ΔT_7 também aumentaram de forma aproximadamente linear com o aumento na potência global aplicada. As potências

aplicadas nos elementos # 1, # 4 e # 7 variaram de 0W a 15W, enquanto que uma potência de 10W foi aplicada nos outros elementos, em todos os casos analisados.

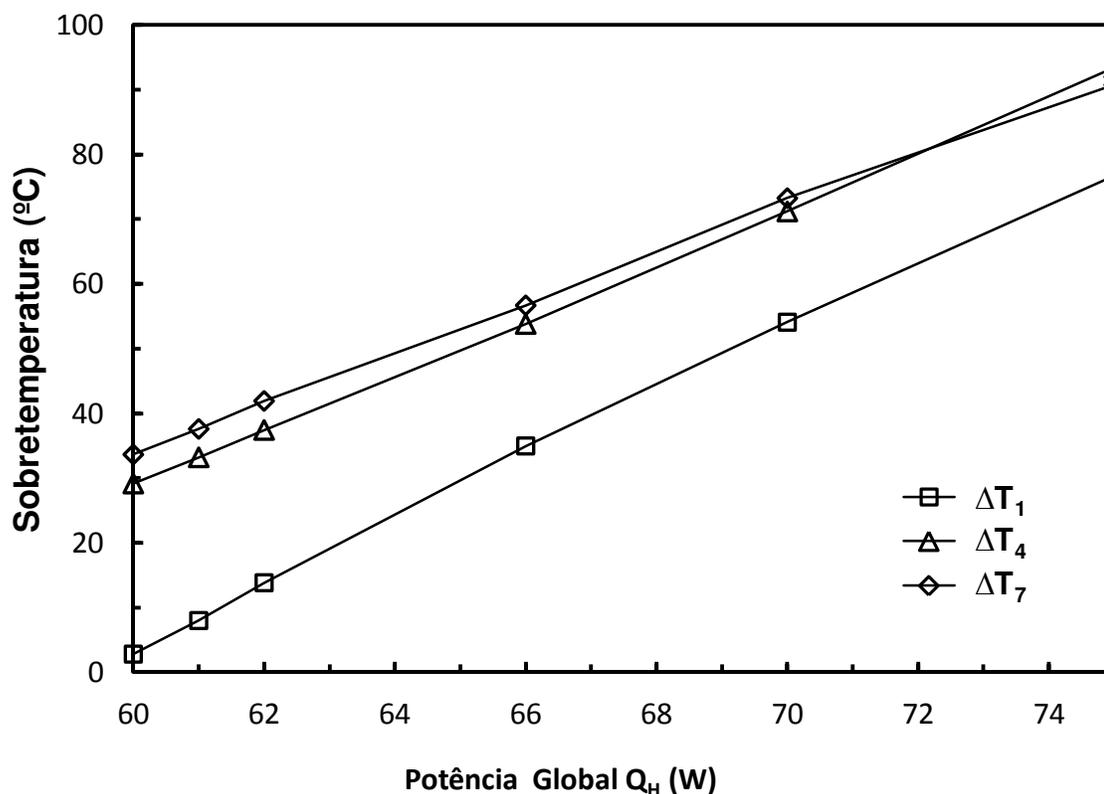


Figura 5.15 Variação da sobretemperatura experimental medida nos elementos # 1, # 4 e # 7 em relação à variação da potência global aplicada

A Tabela 5-13 mostra os valores dos coeficientes de influência conjugados para os elementos # 1, # 4 e # 7 para quatro níveis de potência aplicada nos elementos.

A partir da Tabela 5-13, tem-se que na faixa de potência estudada, em que a potência aplicada no elemento chegou até 20% da potência global, os coeficientes de influência conjugados g_{ij}^{-1} tiveram uma variação máxima de 5,81% em relação ao valor médio aritmético das medidas.

Tabela 5-13 Coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} determinados para vários níveis de potência aplicada em cada elemento

| P_1 (W) | g_{11}^{-1} (°C/W) | Diferença (%) | P_4 (W) | g_{44}^{-1} (°C/W) | Diferença (%) | P_7 (W) | g_{77}^{-1} (°C/W) | Diferença (%) |
|--------------|-------------------------|------------------|--------------|-------------------------|------------------|--------------|-------------------------|------------------|
| 2 | 5,52 | 5,37 | 2 | 4,14 | 1,05 | 2 | 4,14 | 5,07 |
| 6 | 5,36 | 2,44 | 6 | 4,11 | 1,81 | 6 | 3,84 | 2,43 |
| 10 | 5,13 | 2,00 | 10 | 4,20 | 0,48 | 10 | 3,96 | 0,62 |
| 15 | 4,93 | 5,81 | 15 | 4,28 | 2,39 | 15 | 3,81 | 3,26 |

A Figura 5.16 mostra que os coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} também tiveram um comportamento monotônico decrescente. O comportamento foi considerado válido para todos os outros elementos montados na parede do canal.

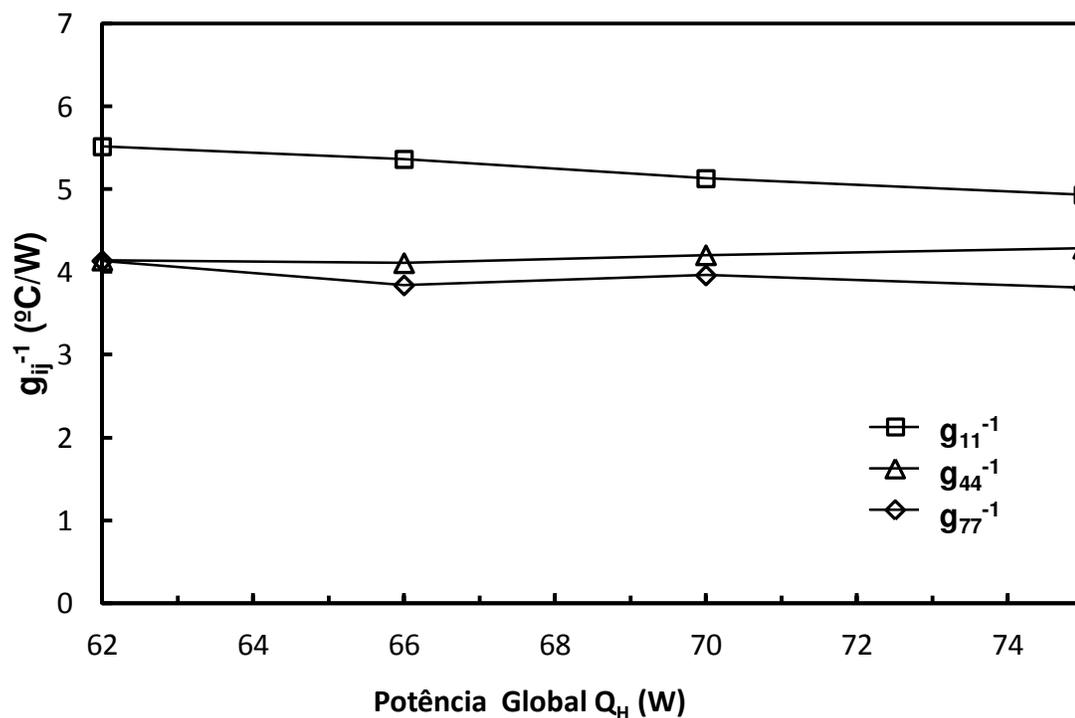


Figura 5.16 Variação dos coeficientes de influência conjugados g_{11}^{-1} , g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} em relação à variação da potência global aplicada

Verifica-se também, a partir da Tabela 5-13 e da Figura 5.16 que o coeficiente de influência conjugado g_{11}^{-1} , que indica o auto-aquecimento no elemento # 1, é maior do que os coeficientes g_{44}^{-1} e g_{77}^{-1} . Nota-se que o mecanismo convectivo de transferência de calor é menos acentuado no elemento mais próximo da entrada do canal, pois o aumento de temperatura do elemento # 1, ΔT_{11} , é maior do que o aumento de temperatura dos elementos # 4 e # 7. O aumento de temperatura ΔT_{ii} devido ao auto-aquecimento é dado pela Equação 5.3. Nota-se que este comportamento também é observado nos níveis de potência global de 14W e 35W, porém é mais evidenciado para o nível de potência global de 70W.

$$\Delta T_{ii} = (T_{i,\text{aquecimento uniforme}} - T_{\infty}) - (T_{i,\text{elemento } i \text{ desligado}} - T_{\infty}) \quad (5.3)$$

Na faixa de potência estudada, o limite de aproximadamente 5% de variação em torno da média do coeficiente de influência conjugado g_{ij}^{-1} , para a condição de convecção forçada induzida pelo empuxo, é válido até o caso em que uma potência em torno de 20 a 40% da potência global é aplicada no elemento.

Para finalizar o estudo da relação entre a sobretemperatura ΔT_i e a potência q_i aplicada ao elemento i , o efeito da distribuição da potência no canal foi analisado. Este estudo foi realizado para o nível de potência global de 35W para o experimento de aquecimento uniforme, aumentando-se a potência no elemento # 4 em incrementos e distribuindo-se não uniformemente os 30W restantes entre os outros seis elementos do canal. A Tabela 5-14 mostra os perfis de distribuição de potência uniforme e não uniformes aplicados nos elementos do canal.

Tabela 5-14 Potência aplicada no estudo da distribuição de potência no canal.

| | q₁ (W) | q₂ (W) | q₃ (W) | q₄ (W) | q₅ (W) | q₆ (W) | q₇ (W) |
|-----------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|--------------------------|
| Distrib. Uniforme | 5 | 5 | 5 | 0 a 15 | 5 | 5 | 5 |
| Teste de Distrib. 01 | 10 | 10 | 10 | 0 a 15 | 0 | 0 | 0 |
| Teste de Distrib. 02 | 0 | 0 | 0 | 0 a 15 | 10 | 10 | 10 |

Observa-se que as sobretemperaturas no elemento # 4, ΔT_4 , também aumentaram de forma aproximadamente linear com o aumento na potência global aplicada para os três casos de distribuição de potência testados, como mostra a Figura 5.17.

Nota-se que o perfil de sobretemperaturas no elemento # 4 tem valores de sobretemperaturas maiores para o Teste de Distribuição 01, comparando-se com o perfil obtido com a distribuição uniforme de potência. Este comportamento é devido ao aumento da esteira térmica gerada pelos elementos a montante do elemento #4, causado pelo aumento da potência dissipada por estes elementos. Para o Teste de Distribuição 02, o perfil de sobretemperaturas obtido tem sobretemperaturas menores, comparando-se com o perfil obtido com a distribuição uniforme de potência. Este comportamento é devido aos elementos a montante do elemento # 4 não estarem aquecidos.

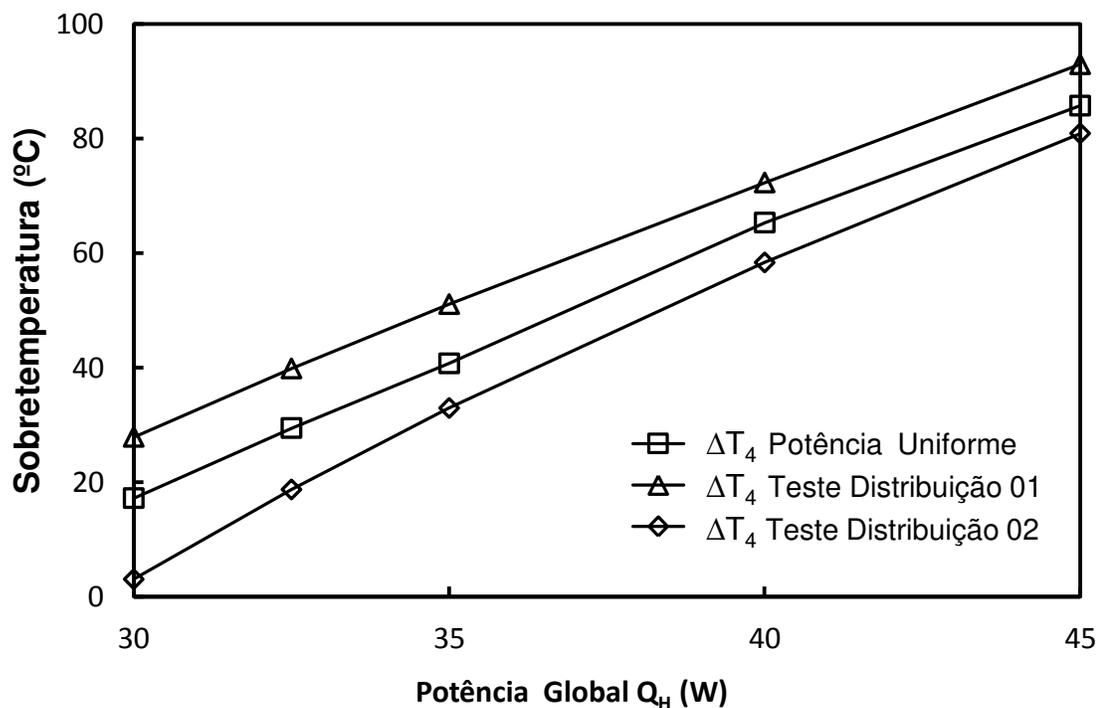


Figura 5.17 Variação da sobretemperatura experimental medida no elemento # 4 em relação à distribuição de potência, para uma variação da potência global aplicada

A Figura 5.18 mostra que os coeficientes de influência conjugados g_{44}^{-1} obtidos para a distribuição de potência uniforme tem a mesma tendência dos coeficientes de influência conjugados g_{44}^{-1} obtidos para o Teste de Distribuição 01, apesar da distribuição de potência ser extremamente diferente nos dois casos. Portanto, a não uniformidade da distribuição de potência nos elementos protuberantes não afetou significativamente os coeficientes de influência conjugados. A maior diferença entre os valores de g_{44}^{-1} foi 2,94%, portanto, os valores obtidos relativamente próximos.

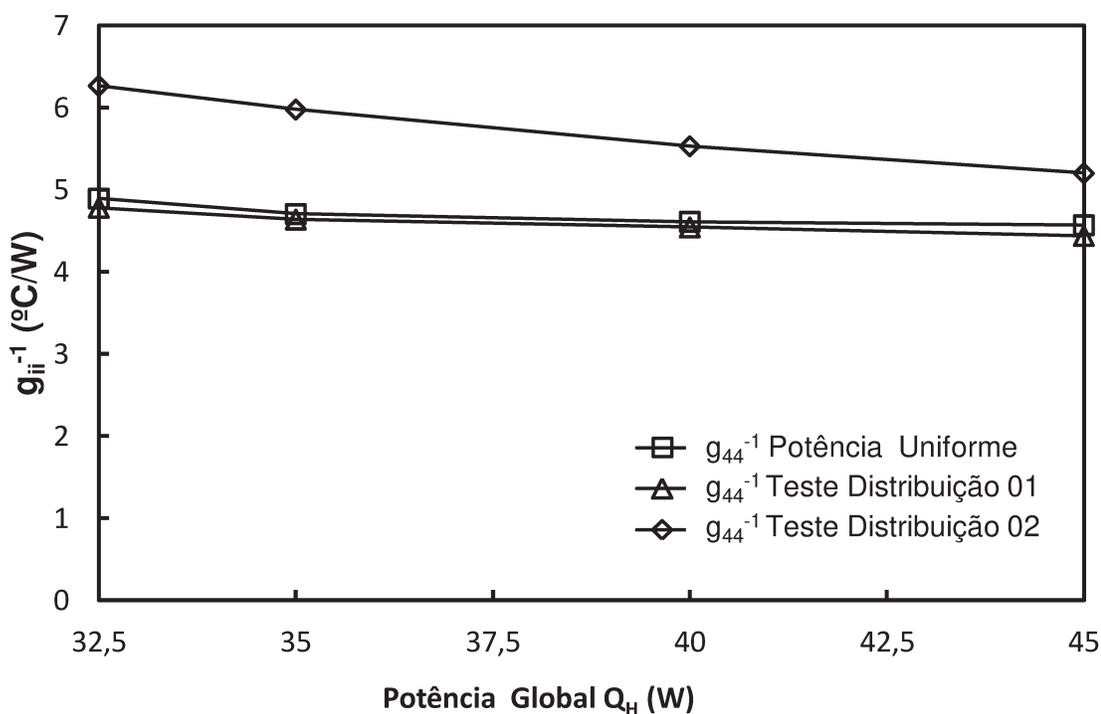


Figura 5.18 Variação dos coeficientes de influência conjugados g_{44}^{-1} em relação à variação da potência global aplicada

O parâmetro S , que leva em consideração a distribuição de potência no canal, dado pela Equação 3.14, calculado para o Teste de Distribuição 01 é $S^{1/3}=0,9$, que é próximo do valor de $S^{1/3}$ calculado para o aquecimento uniforme no canal ($S^{1/3}=0,8$). Nota-se que $\dot{m}' \sim S^{1/3}$, ou seja, a vazão mássica no canal para o Teste de Distribuição 01 é 12,5% maior que a vazão mássica para a distribuição uniforme no canal. Portanto, tem-se que, distribuir toda a potência aplicada no

canal nos elementos no início do canal (elementos # 1, # 2 e # 3), deixando os últimos elementos sem potência aplicada (elementos # 5, # 6 e #7), não afeta de maneira significativa o comportamento do coeficiente de influência conjugado g_{44}^{-1} , pois os elementos sem potência são aquecidos pela esteira térmica gerada pelos elementos aquecidos.

Nota-se a partir da Figura 5.18 que os coeficientes de influência conjugados g_{44}^{-1} obtidos para o Teste de Distribuição 02 tem valores maiores que os coeficientes obtidos para a distribuição de potência uniforme e para o Teste de Distribuição 01. A razão deste comportamento é devida a menores níveis de sobretemperatura no elemento # 4 alcançados neste teste, pois os elementos a montante do elemento # 4 encontram-se desligados. A maior diferença entre os valores de g_{44}^{-1} obtidos para o Teste de Distribuição 02 em relação aos valores de g_{44}^{-1} obtidos para a distribuição de potência uniforme foi de 28,04%, para 2,5W de potência aplicada no elemento # 4.

O parâmetro S , calculado para o Teste de Distribuição 02 é $S^{1/3}=0,6$ valor não tão próximo do valor de $S^{1/3}$ calculado para o aquecimento uniforme no canal ($S^{1/3}=0,8$), comparado com o valor de S para o Teste de Distribuição 01 ($S^{1/3}=0,9$). A partir da relação que $\dot{m}' \sim S^{1/3}$, tem-se que a vazão mássica no canal para o Teste de Distribuição 02 é 25% menor que vazão mássica para a distribuição uniforme no canal. Portanto, tem-se que, distribuir toda a potência aplicada no canal nos elementos no final do canal (elementos # 5, # 6 e # 7), deixando os primeiros elementos sem potência aplicada (elementos # 1, # 2 e #3), afeta de maneira significativa o coeficiente de influência conjugado g_{44}^{-1} , pois os elementos não aquecidos causam uma diminuição da vazão mássica no canal, que diminui o mecanismo convectivo de transferência de calor no elemento # 4, e aumenta consideravelmente o coeficiente de influência conjugado g_{44}^{-1} .

5.2.2 Medição das Temperaturas e Cálculo dos Coeficientes de Influência Conjugados

Experimentos análogos aos apresentados na Seção 5.1.2 foram realizados para o canal vertical de placas paralelas para o espaçamento entre as paredes $b=30\text{mm}$, para os níveis de potência global de 14W (2W por elemento no aquecimento uniforme), 35W (5W por elemento no

aquecimento uniforme), e 70W (10W por elemento no aquecimento uniforme), seguindo a metodologia descrita na Seção 3.3, para identificar os elementos da matriz dos coeficientes de influência conjugados. Primeiramente, realizou-se o experimento de aquecimento uniforme, e em seguida, cada elemento foi submetido ao experimento com o elemento desligado.

A Tabela 5-15 mostra as sobretemperaturas alcançadas em cada elemento protuberante para o nível de potência global de 14W no experimento de aquecimento uniforme e no experimento com um elemento desligado realizado para cada elemento protuberante.

Tabela 5-15 Sobretemperaturas medidas para o nível de potência global de 14W

| | Elem. # 1 Desligado | Elem. # 2 Desligado | Elem. # 3 Desligado | Elem. # 4 Desligado | Elem. # 5 Desligado | Elem. # 6 Desligado | Elem. # 7 Desligado | Aquec. Uniforme |
|-------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|--------------------|
| ΔT_1 (°C) | 0,9 | 14,5 | 13,5 | 14,4 | 14,3 | 13,9 | 14,4 | 14,8 |
| ΔT_2 (°C) | 13,5 | 4,9 | 15,2 | 16,8 | 16,9 | 16,7 | 16,6 | 17,0 |
| ΔT_3 (°C) | 17,2 | 16,6 | 6,2 | 18,1 | 19,0 | 18,9 | 19,0 | 19,1 |
| ΔT_4 (°C) | 19,0 | 18,8 | 16,4 | 8,2 | 19,5 | 19,5 | 20,2 | 20,3 |
| ΔT_5 (°C) | 20,7 | 20,4 | 18,8 | 18,2 | 9,5 | 19,8 | 21,5 | 21,6 |
| ΔT_6 (°C) | 21,5 | 20,8 | 19,8 | 20,0 | 18,4 | 10,3 | 21,6 | 21,9 |
| ΔT_7 (°C) | 20,8 | 20,2 | 19,3 | 19,7 | 19,0 | 18,0 | 10,3 | 21,1 |

A Figura 5.19 mostra os perfis de sobretemperatura para o nível de potência global de 14W. Os perfis mostrados correspondem ao experimento de aquecimento uniforme e ao experimento com um elemento desligado para os elementos # 1, # 4 e # 7 respectivamente. Analogamente ao apresentado na Seção 5.1.2, observa-se na Figura 5.19 que a sobretemperatura do elemento # 7 é menor que a sobretemperatura do elemento # 6, fato devido possivelmente ao efeito de radiação ser mais significativo no elemento próximo à saída do canal.

Os efeitos de condução através do substrato nos elementos a montante do elemento analisado e o efeito da esteira térmica nos elementos a jusante do elemento analisado são observados a partir da Figura 5.19. A influência do aquecimento do elemento j sobre os

elementos a montante, devida aos efeitos de condução através do substrato e de uma possível recirculação do escoamento entre os elementos é menos significativa comparada com a influência do aquecimento do elemento j sobre os elementos a jusante, devido principalmente ao efeito de esteira térmica.

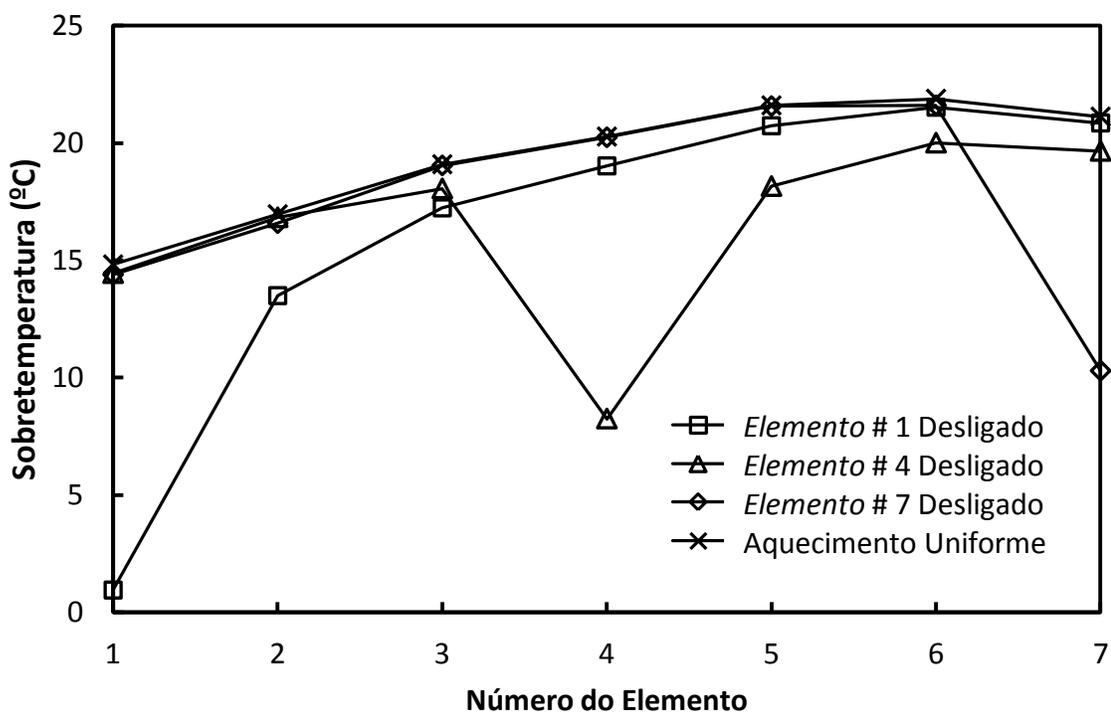


Figura 5.19 Perfil de sobretemperatura para o nível de potência global de 14W

A Tabela 5-16 mostra a matriz dos coeficientes de influência conjugados G^{-1} para o nível de potência global de 14W.

Tabela 5-16 Matriz da função de *Green* inversa para o nível de potência global de 14W

| $i \backslash j =$ | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
|--------------------|------|------|------|------|------|------|------|
| 1 | 6,94 | 0,18 | 0,64 | 0,18 | 0,24 | 0,44 | 0,22 |
| 2 | 1,74 | 6,01 | 0,87 | 0,06 | 0,03 | 0,12 | 0,19 |
| 3 | 0,93 | 1,22 | 6,44 | 0,52 | 0,04 | 0,12 | 0,02 |
| 4 | 0,62 | 0,72 | 1,94 | 6,01 | 0,60 | 0,38 | 0,02 |
| 5 | 0,44 | 0,62 | 1,38 | 1,72 | 6,08 | 0,91 | 0,02 |
| 6 | 0,18 | 0,52 | 1,04 | 0,94 | 1,76 | 5,79 | 0,14 |
| 7 | 0,14 | 0,44 | 0,90 | 0,73 | 1,08 | 1,56 | 5,42 |

A Figura 5.20 exibe os perfis dos coeficientes de influência conjugados, g_{ij}^{-1} , dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência de 14W.

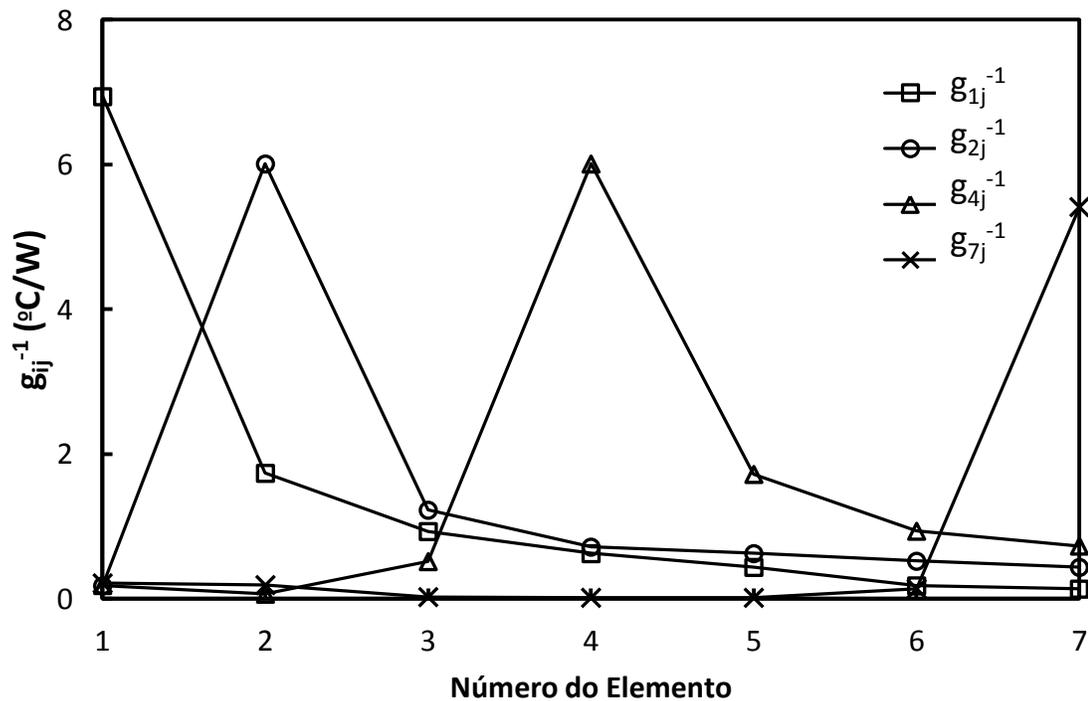


Figura 5.20 Perfis dos coeficientes de influência conjugados dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 14W

A Tabela 5-17 mostra as sobretemperaturas alcançadas em cada elemento protuberante para o nível de potência global de 35W no experimento de aquecimento uniforme e no experimento com um elemento desligado realizado para cada elemento protuberante.

A Figura 5.21 apresenta os perfis de sobretemperatura para o nível de potência global de 35W. Os perfis mostrados nesta figura correspondem ao experimento de aquecimento uniforme e ao experimento com um elemento desligado, para os elementos # 1, # 4 e # 7 respectivamente.

Tabela 5-17 Sobretemperaturas medidas para o nível de potência global de 35W

| | Elem. # 1 Desligado | Elem. # 2 Desligado | Elem. # 3 Desligado | Elem. # 4 Desligado | Elem. # 5 Desligado | Elem. # 6 Desligado | Elem. # 7 Desligado | Aquec. Uniforme |
|-------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|--------------------|
| ΔT_1 (°C) | 2,3 | 29,5 | 30,2 | 30,1 | 30,1 | 29,9 | 30,4 | 30,9 |
| ΔT_2 (°C) | 30,6 | 9,0 | 32,6 | 34,3 | 34,6 | 34,0 | 34,4 | 34,8 |
| ΔT_3 (°C) | 37,7 | 33,0 | 13,0 | 36,9 | 38,8 | 38,4 | 38,4 | 38,9 |
| ΔT_4 (°C) | 40,5 | 37,2 | 35,2 | 16,0 | 39,1 | 39,7 | 40,5 | 40,7 |
| ΔT_5 (°C) | 42,8 | 39,7 | 40,8 | 37,1 | 18,4 | 41,2 | 42,7 | 43,0 |
| ΔT_6 (°C) | 44,7 | 40,5 | 41,6 | 39,4 | 37,6 | 19,8 | 42,0 | 44,9 |
| ΔT_7 (°C) | 43,0 | 39,4 | 40,6 | 39,6 | 38,4 | 36,3 | 19,4 | 43,1 |

Observa-se a partir da Figura 5.21 o efeito de esteira térmica do elemento j sobre os elementos a jusante, claramente visível através da comparação do perfil de sobretemperatura obtido no experimento com o elemento # 1 desligado com o perfil de sobretemperatura obtido no experimento de aquecimento uniforme.

Os efeitos de condução através do substrato e de uma possível recirculação do escoamento entre os elementos, representados nos elementos a montante do elemento j , podem ser exemplificados através da comparação do perfil de sobretemperatura obtido no experimento com o elemento # 7 desligado com o perfil de sobretemperatura obtido no experimento de aquecimento uniforme.

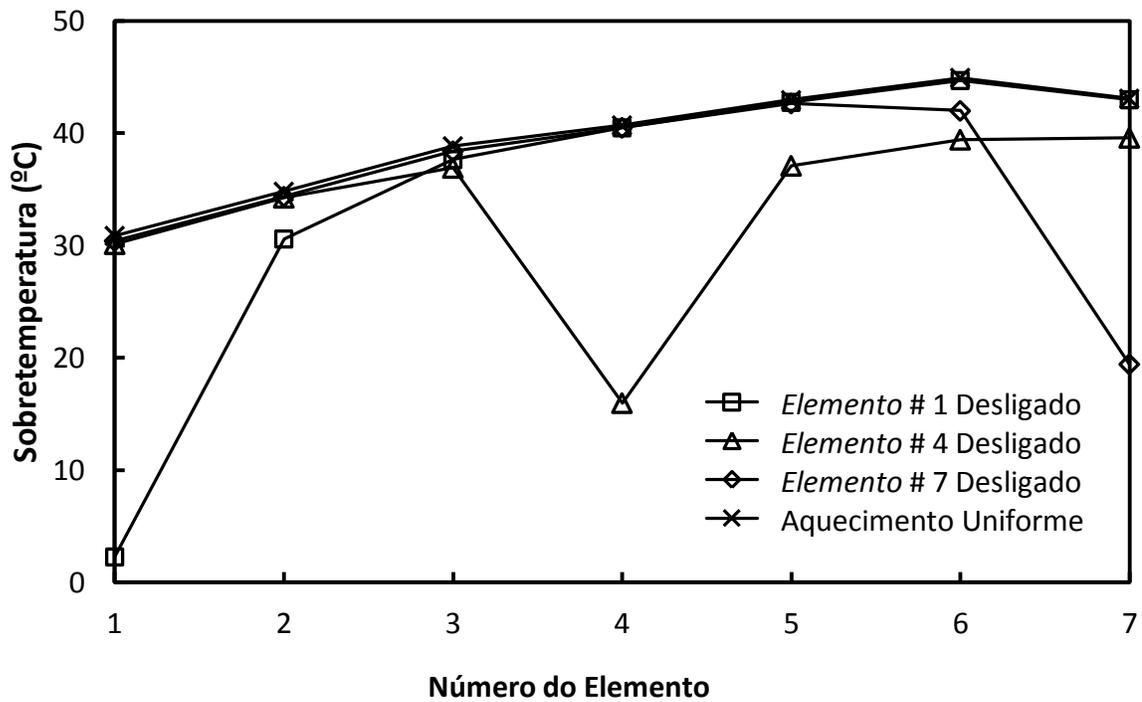


Figura 5.21 Perfil de sobretemperatura para o nível de potência global de 35W

A Tabela 5-18 mostra a matriz dos coeficientes de influência conjugados G^{-1} da função de Green discreta inversa para o nível de potência global de 35W.

Tabela 5-18 Matriz da função de Green inversa para o nível de potência global de 35W

| $i = \backslash j =$ | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
|----------------------|------|------|------|------|------|------|------|
| 1 | 5,72 | 0,28 | 0,14 | 0,15 | 0,16 | 0,2 | 0,09 |
| 2 | 0,84 | 5,16 | 0,44 | 0,11 | 0,05 | 0,16 | 0,09 |
| 3 | 0,24 | 1,17 | 5,18 | 0,39 | 0,01 | 0,10 | 0,09 |
| 4 | 0,04 | 0,70 | 1,10 | 4,95 | 0,33 | 0,21 | 0,04 |
| 5 | 0,04 | 0,66 | 0,58 | 1,17 | 4,90 | 0,36 | 0,06 |
| 6 | 0,05 | 0,90 | 0,68 | 1,10 | 1,48 | 5,03 | 0,59 |
| 7 | 0,02 | 0,75 | 0,51 | 0,70 | 0,93 | 1,36 | 4,73 |

A Figura 5.22 exibe os perfis dos coeficientes de influência conjugados, g_{ij}^{-1} , determinados para os elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência de 35W.

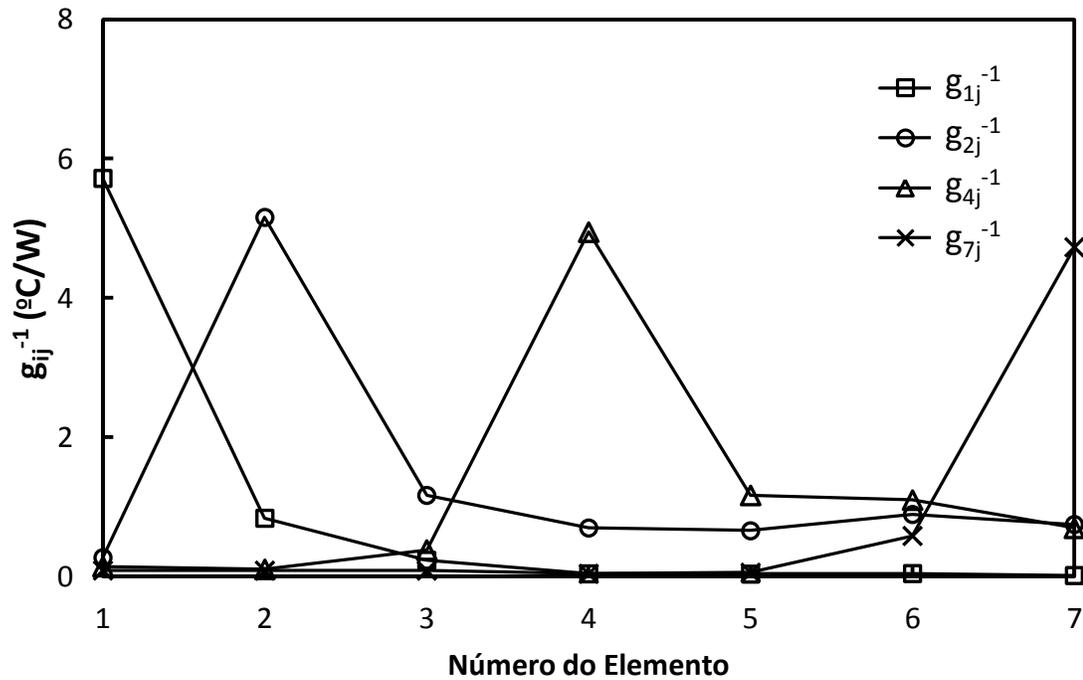


Figura 5.22 Perfis dos coeficientes de influência conjugados dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 35W

Notam-se na Figura 5.22 os efeitos de condução através do substrato e o efeito da esteira térmica.

A Tabela 5-19 apresenta as sobretemperaturas alcançadas em cada elemento protuberante para o nível de potência global de 70W no experimento de aquecimento uniforme e no experimento com um elemento desligado realizado para cada elemento protuberante.

A Figura 5.23 mostra os perfis de sobretemperatura no nível de potência global de 70W. Os perfis mostrados correspondem ao experimento de aquecimento uniforme e ao experimento com um elemento desligado, para os elementos # 1, # 4 e # 7 respectivamente.

Tabela 5-19 Sobretemperaturas medidas para o nível de potência global de 70W

| | Elem. # 1 Desligado | Elem. # 2 Desligado | Elem. # 3 Desligado | Elem. # 4 Desligado | Elem. # 5 Desligado | Elem. # 6 Desligado | Elem. # 7 Desligado | Aquec. Uniforme |
|-------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|------------------------|--------------------|
| ΔT_1 (°C) | 2,8 | 53,1 | 54,3 | 54,3 | 54,3 | 54,0 | 54,0 | 54,3 |
| ΔT_2 (°C) | 53,6 | 16,1 | 59,4 | 61,4 | 61,2 | 60,7 | 61,2 | 61,5 |
| ΔT_3 (°C) | 65,1 | 59,9 | 22,6 | 66,8 | 68,0 | 67,6 | 68,5 | 68,8 |
| ΔT_4 (°C) | 68,3 | 65,5 | 60,7 | 29,2 | 67,9 | 70,1 | 70,7 | 71,2 |
| ΔT_5 (°C) | 73,5 | 71,2 | 69,3 | 65,8 | 31,7 | 71,5 | 74,1 | 75,2 |
| ΔT_6 (°C) | 75,0 | 72,4 | 71,6 | 70,9 | 65,8 | 33,8 | 73,4 | 76,3 |
| ΔT_7 (°C) | 71,9 | 69,6 | 69,0 | 69,0 | 66,8 | 63,3 | 33,3 | 73,2 |

Observa-se a partir da Figura 5.23 os efeitos de condução através do substrato e o efeito da esteira térmica.

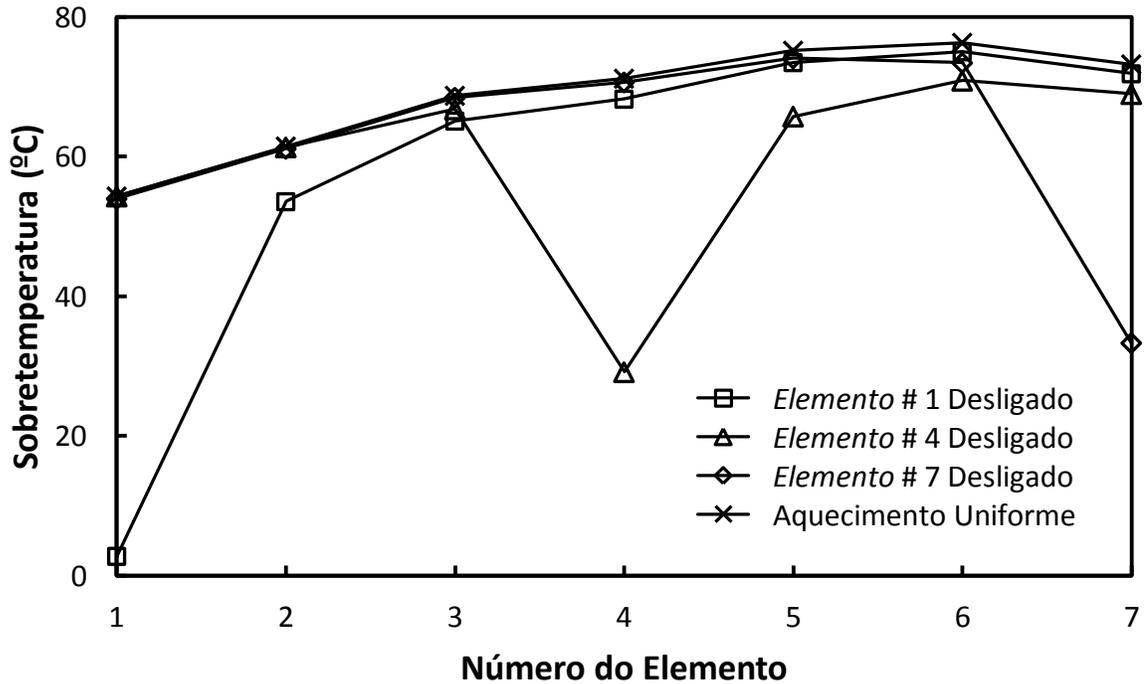


Figura 5.23 Perfil de sobretemperatura para o nível de potência global de 70W

A Tabela 5-20 exibe a matriz dos coeficientes de influência conjugados G^{-1} da função de Green discreta inversa para o nível de potência global de 70W.

Tabela 5-20 Matriz da função de Green inversa para o nível de potência global de 70W

| $i \backslash j =$ | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
|--------------------|------|------|------|------|------|------|------|
| 1 | 5,15 | 0,13 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,03 | 0,03 |
| 2 | 0,79 | 4,54 | 0,21 | 0,01 | 0,03 | 0,08 | 0,03 |
| 3 | 0,36 | 0,88 | 4,62 | 0,20 | 0,07 | 0,12 | 0,03 |
| 4 | 0,29 | 0,57 | 1,05 | 4,20 | 0,33 | 0,11 | 0,05 |
| 5 | 0,17 | 0,40 | 0,59 | 0,94 | 4,35 | 0,37 | 0,11 |
| 6 | 0,13 | 0,39 | 0,47 | 0,54 | 1,05 | 4,26 | 0,29 |
| 7 | 0,14 | 0,37 | 0,43 | 0,43 | 0,65 | 1,00 | 3,99 |

A Figura 5.24 apresenta os perfis dos coeficientes de influência conjugados, g_{ij}^{-1} , dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência de 70W.

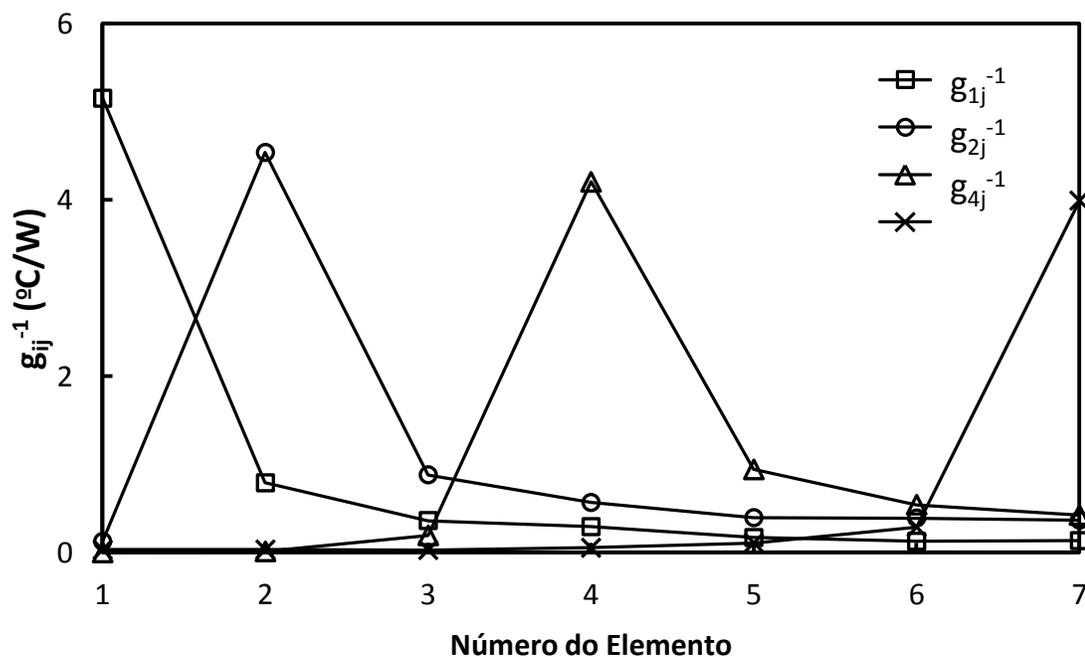


Figura 5.24 Perfis dos coeficientes de influência conjugados dos elementos # 1, # 2, # 4 e # 7 para o nível de potência global de 70W

A comparação dos coeficientes de influência conjugados ilustrados nas Figuras 5.20, 5.22 e 5.24 indica que os coeficientes de influência conjugados g_{ij}^{-1} decrescem com o aumento da potência global, de acordo com a explicação dada na Seção 5.1.2. Portanto, a influência do aquecimento do elemento j no aumento da temperatura do elemento i é maior no nível de potência global de 14W, comparado com o nível de potência global de 35W, que por sua vez é maior do que a influência no nível de potência global de 70W.

Analisando-se as curvas g_{4j}^{-1} mostradas nas Figuras 5.20, 5.22 e 5.24, verifica-se que a influência do aquecimento do elemento j sobre os elementos a montante, causada pelos efeitos de condução através do substrato e de uma possível recirculação do escoamento entre os elementos é menos significativa que a influência do aquecimento do elemento j sobre os elementos a jusante, devido principalmente ao efeito de esteira térmica.

5.2.3 Predição de Sobretemperatura em Casos Teste de Aquecimento Não Uniforme

Casos teste de aquecimento não uniforme foram realizados para comparar os dados experimentais obtidos a partir dos perfis de sobretemperatura medidos ΔT_i e o perfil de sobretemperatura predito a partir dos coeficientes de influência conjugados para os níveis de potência global de 14W, 35W e 70W.

Após a realização destes casos teste, os coeficientes de influência conjugados das matrizes da função de *Green* discreta inversa, calculadas na Seção 5.2.2 para os níveis de potência global de 14W, 35W e 70W, para o espaçamento $b=30\text{mm}$, foram interpolados para correlacionar os coeficientes para quaisquer níveis de potência global intermediários. Casos teste experimentais de aquecimento não uniforme foram realizados para comparação de resultados nos níveis de potência global intermediários de 24W e 51W.

A Tabela 5-21 mostra as potências aplicadas em cada elemento nos casos teste experimentais. O nível de potência global aplicado nos casos teste foi 15W para o Caso Teste 01, 36W para o Caso Teste 02 e 69W para o Caso Teste 03.

Distribuições de potência não uniforme com perfis sinusos foram escolhidas intencionalmente para testar o processo de predição de sobretemperatura.

Para a condição de convecção forçada induzida pelo empuxo, tem-se que a distribuição de potência nos elementos é função da potência global e da vazão mássica no canal, de acordo com a análise proposta na Seção 3.2.

Tabela 5-21 Potência aplicada em cada elemento nos casos teste experimentais

| | q_1 (W) | q_2 (W) | q_3 (W) | q_4 (W) | q_5 (W) | q_6 (W) | q_7 (W) | Q_H (W) |
|----------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Caso Teste 01 | 3 | 1 | 3 | 1 | 3 | 1 | 3 | 15 |
| Caso Teste 02 | 7 | 5 | 7 | 0 | 5 | 7 | 5 | 36 |
| Caso Teste 03 | 15 | 8 | 15 | 0 | 8 | 15 | 8 | 69 |

A

Figura 5.25 compara os perfis de sobretemperatura experimentais e preditos ΔT_i dos casos teste realizados.

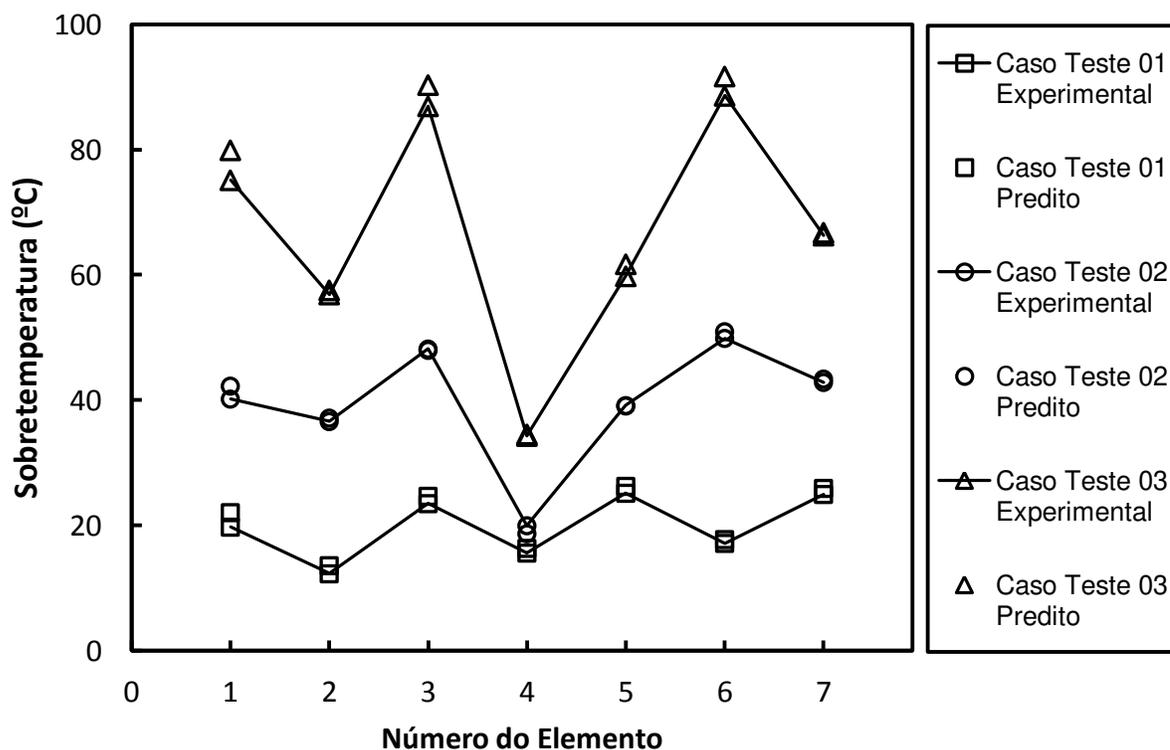


Figura 5.25 Perfis de sobretemperatura experimentais e preditos para os Casos Teste 01, 02 e 03

As Tabelas 5-22, 5-23 e 5-24 mostram os valores de sobretemperatura medidos experimentalmente e preditos a partir dos coeficientes de influência conjugados para os Casos Teste 01, 02 e 03 respectivamente.

Tabela 5-22 Caso Teste 01

| | Elem # 1 | Elem # 2 | Elem # 3 | Elem # 4 | Elem # 5 | Elem # 6 | Elem # 7 |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| ΔT_i medido (°C) | 19,7 | 12,3 | 23,5 | 15,6 | 25,2 | 17,2 | 25,0 |
| ΔT_i predito (°C) | 22,1 | 13,6 | 24,7 | 16,4 | 26,3 | 17,8 | 25,9 |
| Diferença (%) | 11,7 | 10,5 | 5,0 | 4,8 | 4,4 | 3,5 | 3,9 |

Tabela 5-23 Caso Teste 02

| | Elem # 1 | Elem # 2 | Elem # 3 | Elem # 4 | Elem # 5 | Elem # 6 | Elem # 7 |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| ΔT_i medido (°C) | 40,2 | 36,6 | 48,2 | 20,0 | 39,2 | 49,9 | 42,9 |
| ΔT_i predito (°C) | 42,3 | 37,2 | 48,0 | 18,7 | 39,1 | 50,9 | 43,4 |
| Diferença (%) | 5,1 | 1,5 | 0,4 | 6,4 | 0,2 | 2,1 | 1,2 |

Tabela 5-24 Caso Teste 03

| | Elem # 1 | Elem # 2 | Elem # 3 | Elem # 4 | Elem # 5 | Elem # 6 | Elem # 7 |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| ΔT_i medido (°C) | 75,1 | 56,9 | 86,9 | 34,3 | 59,8 | 88,6 | 66,3 |
| ΔT_i predito (°C) | 79,9 | 57,6 | 90,3 | 34,6 | 61,7 | 91,7 | 66,8 |
| Diferença (%) | 6,4 | 1,2 | 3,9 | 0,8 | 3,2 | 3,5 | 0,7 |

A partir da

Figura 5.25 e dos dados das Tabelas 5-22, 5-23 e 5-24, observa-se que os coeficientes de influência conjugados predizem os dados experimentais do Caso Teste 01 com uma diferença máxima de 11,7%, indicada na sobretemperatura do elemento # 1. No Caso Teste 02, a diferença máxima na predição de sobretemperatura foi de 6,4%, ocorrida na sobretemperatura do elemento # 4. Finalmente, a diferença máxima na predição de sobretemperatura no Caso Teste 03 foi de 6,4% na sobretemperatura do elemento # 1. Tem-se que as diferenças entre os valores experimental e predito são da mesma ordem de grandeza das incertezas das medidas, de acordo com a análise de incerteza apresentada no Anexo A, o que mostra que a técnica da função de *Green* discreta inversa é válida para predizer o perfil de sobretemperaturas em um aquecimento com distribuição não uniforme imposta nos elementos do canal.

Para finalizar o estudo da predição de sobretemperatura nos elementos protuberantes utilizando-se o método da função de *Green* discreta inversa, foi realizada uma interpolação dos coeficientes de influência conjugados determinados a partir dos perfis de sobretemperatura medidos experimentalmente para aquecimento uniforme no canal, para os níveis de potência global de 14W, 35W e 70W. Para efeito de comparação de resultados, foram realizados casos

teste experimentais de aquecimento não uniforme para os níveis de potência intermediários de 24W e 51W de potência global.

Na interpolação dos coeficientes de influência conjugados g_{ij}^{-1} utilizou-se uma interpolação linear entre os níveis de potência analisados.

No caso dos coeficientes de influência conjugados g_{ii}^{-1} , que indicam o auto-aquecimento, uma curva foi ajustada a partir de uma lei de potência para a interpolação dos níveis de potência global de 14W, 35W e 70W. Tem-se que os coeficientes de influência conjugados medidos experimentalmente são proporcionais à potência global elevada à -0,20, como mostra a Equação 5.4.

$$g_{ii}^{-1} \sim (Q'_H)^{-0,20} \quad (5.4)$$

A Figura 5.26 mostra um gráfico di-logarítmico (log *versus* log) das curvas interpoladas dos coeficientes de influência conjugados g_{ii}^{-1} através da lei de potência dada pela Equação 5.4.

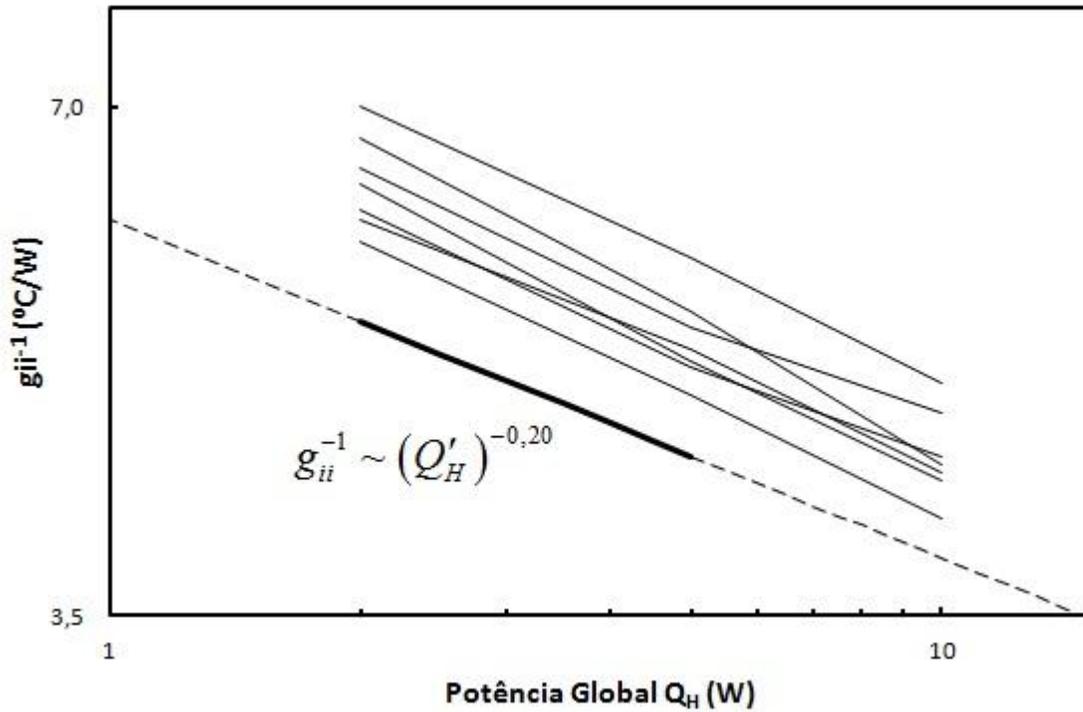


Figura 5.26 Gráfico di-logarítmico dos coeficientes de influência conjugados interpolados

A Tabela 5-25 mostra as potências aplicadas em cada elemento nos casos teste experimentais de aquecimento não uniforme para os níveis de potência intermediários. A potência global aplicada no Caso Teste 01 foi 24W (nível de potência intermediário entre 14W e 35W) e a potência global aplicada no Caso Teste 02 foi 51W (nível de potência intermediário entre 35W e 70W).

Perfis sinuosos de distribuição de potência não uniforme foram escolhidos intencionalmente para testar o processo de predição de sobretemperatura.

Tabela 5-25 Potência aplicada em cada elemento nos casos teste

| | q_1 (W) | q_2 (W) | q_3 (W) | q_4 (W) | q_5 (W) | q_6 (W) | q_7 (W) | Q_H (W) |
|----------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Caso Teste 01 | 5 | 3 | 5 | 0 | 3 | 5 | 3 | 24 |
| Caso Teste 02 | 10 | 7 | 10 | 0 | 7 | 10 | 7 | 51 |

A Figura 5.27 compara os perfis de sobretemperatura experimentais com os perfis de sobretemperatura preditos pela matriz interpolada dos coeficientes de influência conjugados, para os casos teste mostrados na Tabela 5-25.

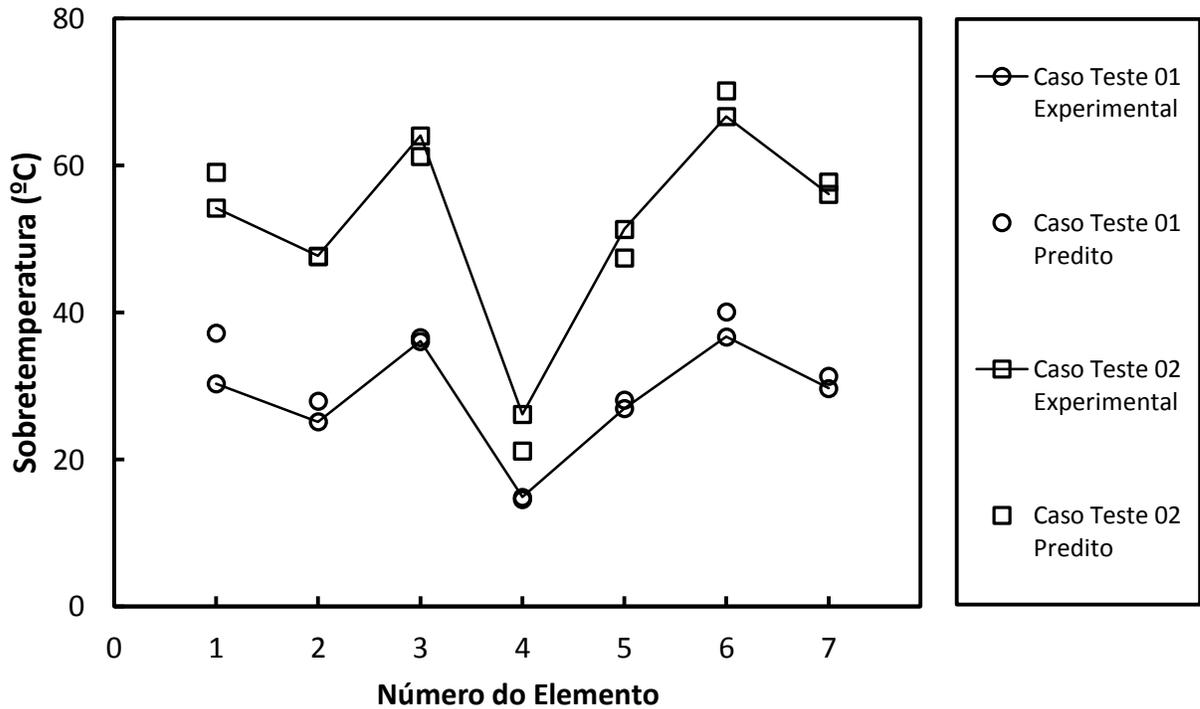


Figura 5.27 Comparação dos perfis de sobretemperatura experimentais e preditos dos casos teste

As Tabelas 5-26 e 5-27 exibem os valores de sobretemperatura medidos experimentalmente e os valores de sobretemperatura preditos a partir da matriz interpolada dos coeficientes de influência conjugados para os Casos Teste 01 e 02.

Tabela 5-26 Caso Teste 01 – Interpolação dos coeficientes de influência conjugados

| | Elem # 1 | Elem # 2 | Elem # 3 | Elem # 4 | Elem # 5 | Elem # 6 | Elem # 7 |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| ΔT_i medido (°C) | 30,3 | 25,1 | 36,1 | 14,8 | 26,9 | 36,7 | 29,7 |
| ΔT_i predito (°C) | 37,2 | 27,9 | 36,6 | 14,5 | 28,1 | 40,1 | 31,3 |
| Diferença (%) | 22,8 | 11,2 | 1,5 | 1,9 | 4,3 | 9,3 | 5,6 |

Tabela 5-27 Caso Teste 02 – Interpolação dos coeficientes de influência conjugados

| | Elem # 1 | Elem # 2 | Elem # 3 | Elem # 4 | Elem # 5 | Elem # 6 | Elem # 7 |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| ΔT_i medido (°C) | 54,2 | 47,7 | 64,1 | 26,1 | 51,3 | 66,7 | 56,1 |
| ΔT_i predito (°C) | 59,1 | 47,6 | 61,3 | 21,1 | 47,4 | 70,2 | 57,8 |
| Diferença (%) | 9,0 | 0,2 | 4,4 | 19,1 | 7,6 | 5,2 | 3,0 |

A partir da Figura 5.27 e dos dados das Tabelas 5-26 e 5-27, observa-se que a matriz interpolada dos coeficientes de influência conjugados prediz os dados experimentais do Caso Teste 01 com uma diferença máxima de 22,8%, indicada na sobretemperatura do elemento # 1. No Caso Teste 02, a diferença máxima na predição de sobretemperatura foi de 19,1%, ocorrida na sobretemperatura do elemento # 4.

A Tabela 5-28 lista as potências aplicadas em cada elemento nos casos teste experimentais 03 e 04. A potência global do Caso Teste 03 foi 24W e a potência global do Caso Teste 04 foi 51W.

Uma distribuição de potência não uniforme extremamente sinuosa foi aplicada nestes casos teste para testar a interpolação dos coeficientes de influência conjugados.

Tabela 5-28 Potência aplicada em cada elemento nos casos teste

| | q_1 (W) | q_2 (W) | q_3 (W) | q_4 (W) | q_5 (W) | q_6 (W) | q_7 (W) | Q_H (W) |
|----------------------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|-----------|
| Caso Teste 03 | 8 | 0 | 8 | 0 | 0 | 8 | 0 | 24 |
| Caso Teste 04 | 17 | 0 | 17 | 0 | 0 | 17 | 0 | 51 |

A Figura 5.28 compara os perfis de sobretemperatura experimentais e preditos pela matriz interpolada dos coeficientes de influência conjugados, para os casos teste mostrados na Tabela 5-28.

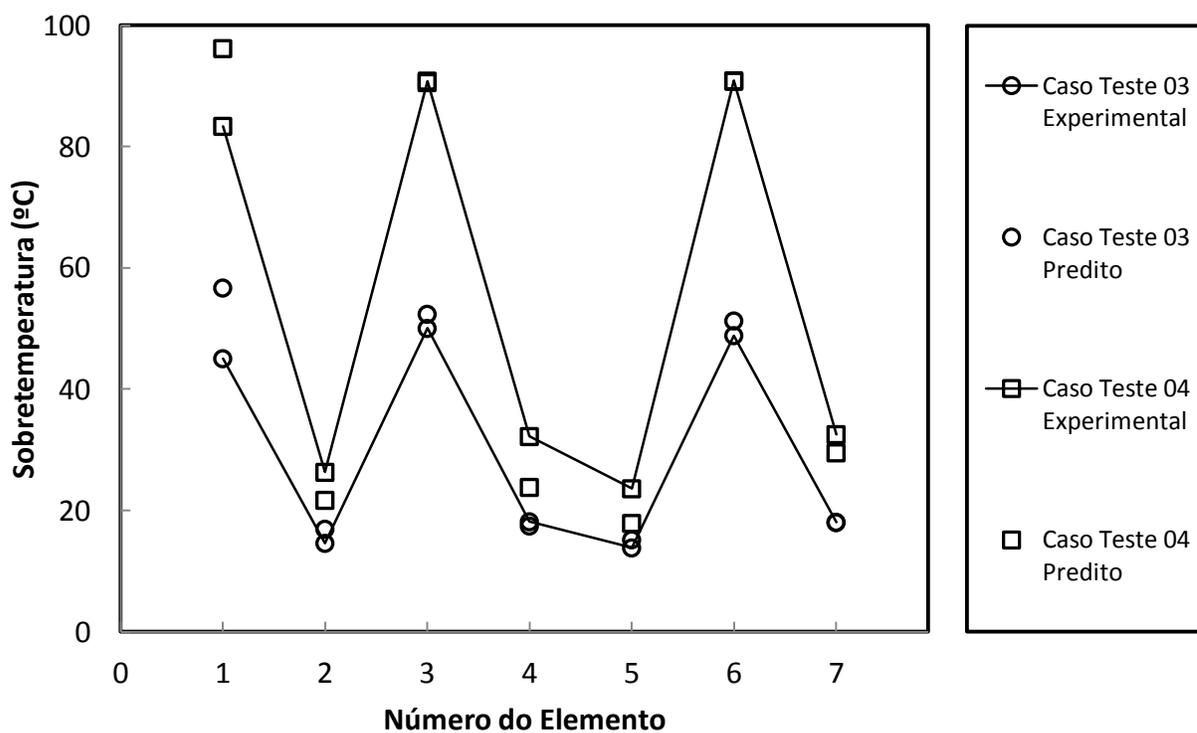


Figura 5.28 Comparação dos perfis de sobret temperatura experimentais e preditos dos casos teste

As Tabelas 5-29 e 5-30 apresentam os valores de sobret temperatura medidos experimentalmente e os valores de sobret temperatura preditos a partir da matriz interpolada dos coeficientes de influência conjugados para os Casos Teste 03 e 04.

Tabela 5-29 Caso Teste 03 – Interpolação dos coeficientes de influência conjugados

| | Elem # 1 | Elem # 2 | Elem # 3 | Elem # 4 | Elem # 5 | Elem # 6 | Elem # 7 |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| ΔT_i medido (°C) | 45,1 | 14,6 | 50,0 | 18,2 | 13,8 | 48,9 | 18,1 |
| ΔT_i predito (°C) | 56,7 | 16,9 | 52,4 | 17,5 | 15,2 | 51,3 | 18,0 |
| Diferença (%) | 25,9 | 16,0 | 4,7 | 3,9 | 9,7 | 5,0 | 0,2 |

Tabela 5-30 Caso Teste 04 – Interpolação dos coeficientes de influência conjugados

| | Elem # 1 | Elem # 2 | Elem # 3 | Elem # 4 | Elem # 5 | Elem # 6 | Elem # 7 |
|---------------------------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|----------|
| ΔT_i medido (°C) | 83,4 | 26,3 | 90,8 | 32,2 | 23,6 | 90,9 | 32,5 |
| ΔT_i predito (°C) | 96,2 | 21,7 | 90,6 | 23,8 | 17,9 | 90,8 | 29,5 |
| Diferença (%) | 15,4 | 17,6 | 0,3 | 26,0 | 24,2 | 0,1 | 9,2 |

A partir da Figura 5.28 e dos dados das Tabelas 5-29 e 5-30, observa-se que a matriz interpolada dos coeficientes de influência conjugados prediz os dados experimentais do Caso Teste 03 com uma diferença máxima de 25,9%, indicada na sobretemperatura do elemento # 1. No Caso Teste 04, a diferença máxima na predição de sobretemperatura foi de 26,0%, ocorrida na sobretemperatura do elemento # 4.

Os valores máximos das diferenças encontradas nos Casos Teste 03 e 04 são maiores em valores absolutos que os valores máximos das diferenças encontradas nos Casos Teste 01 e 02, pois a distribuição de potência no canal é mais sinuosa nestes dois casos teste, afastando-se muito da configuração de aquecimento uniforme, para o qual os coeficientes de influência foram determinados.

Hacker e Eaton (1997) mostram que os coeficientes de influência conjugados são descritores invariantes em relação às condições de contorno térmicas. Para a condição de convecção forçada induzida pelo empuxo, tem-se que a vazão mássica no canal é função da potência global e da distribuição de potência nos elementos. Portanto, mantendo-se constante a potência global no canal, a vazão mássica no canal é função apenas da distribuição de potência, dada pelo parâmetro S . Tem-se que, quanto mais sinuosa a distribuição de potência, mais o parâmetro S afasta-se da condição de distribuição uniforme, $S^{1/3}=0,8$. Sendo $\dot{m}' \sim S^{1/3}$, tem-se que quanto mais o parâmetro S afasta-se da condição de distribuição uniforme, mais a vazão mássica do canal varia em relação à vazão mássica induzida no experimento com aquecimento uniforme, o que pode explicar o aumento nas diferenças encontradas na comparação da predição de sobretemperatura com a sobretemperatura experimental.

6 CONCLUSÕES

Esta dissertação abordou o problema de transferência de calor conjugada por convecção natural-condução em um canal vertical de placas paralelas através dos coeficientes de influência conjugados da função discreta de *Green* inversa, que são descritores invariantes em relação às condições de contorno térmicas. O método da superposição linear foi utilizado sob a condição de que o efeito do empuxo local é insignificante comparado com o escoamento global induzido ao longo do canal, sendo portanto o escoamento em torno de um elemento praticamente independente da temperatura do elemento.

Os descritores invariantes do processo de transferência de calor, obtidos experimentalmente para o aquecimento uniforme no canal, foram utilizados para prever a distribuição do aumento de temperatura nos elementos para uma distribuição de potência não uniforme no canal. Para a condição de convecção forçada induzida pelo empuxo, tem-se que a vazão mássica no canal é função da potência global e da distribuição de potência nos elementos.

Casos de teste de aquecimento não uniforme foram realizados para comparar os resultados experimentais com os preditos a partir dos coeficientes de influência conjugados, calculados a partir do aquecimento uniforme no canal. A comparação dos perfis de sobretemperatura experimental e predito revelaram pequenas diferenças, da mesma ordem de grandeza da incerteza das medidas.

Uma interpolação linear foi utilizada para correlacionar os coeficientes de influência conjugados para quaisquer níveis de potência global intermediários. Uma lei de potência foi ajustada para correlacionar os coeficientes de influência conjugados que indicam o auto-aquecimento.

Casos teste de aquecimento não uniforme foram realizados em dois níveis intermediários de potência global para comparar os resultados experimentais com os preditos, obtidos a partir dos

coeficientes de influência conjugados interpolados. Verificou-se a influência da distribuição de potência nos elementos, para um mesmo nível de potência global. As diferenças entre o resultado experimental e o predito aumentaram com o afastamento da condição de distribuição uniforme.

Nota-se que os coeficientes de influência conjugados utilizados neste trabalho são aplicáveis apenas para o arranjo geométrico aqui descrito, definido pela geometria do canal e pela distribuição e tamanho dos elementos protuberantes, bem como pelos materiais e fluido de resfriamento.

Como uma conclusão final, tem-se que a metodologia aplicada fornece resultados bastante satisfatórios, sendo que a abordagem da função discreta de *Green* inversa provou ser uma metodologia prática e viável para calcular a distribuição de sobretemperatura em um aquecimento com distribuição não uniforme de potência para o problema de transferência de calor conjugada por convecção natural-condução.

REFERÊNCIAS

ALVES, Thiago Antonini. **Resfriamento conjugado de aquecedores discretos em canais**. 2010. 121p. Tese (Doutorado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

ANDERSON, A.M.; MOFFAT, R.J. The adiabatic heat transfer coefficient and the superposition kernel function: part 1 – data for arrays of flatpacks for different flow conditions. **Journal of Electronic Packaging**, v.114, p.14–21, 1992.

ARVIZU, D.E.; MOFFAT, R.J. **Experimental heat transfer from an array of heated cubical elements on an adiabatic channel wall**. Stanford University, Stanford, CA, USA: Thermosciences Division Research Report HMT-33, 1981

AVELAR, Ana Cristina. **Convecção natural em canais verticais contendo elementos protuberantes: aquecimento uniforme e não uniforme das placas**. 2001. 155p. Tese (Doutorado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

BAR-COHEN, A.; WATWE, A.A.; PRASHER, R.S. Heat transfer in electronic equipment. In: BEJAN, A.; KRAUS, A.D. (Eds.). **Heat transfer handbook**. New Jersey, NJ, USA: John Wiley & Sons, 2003. chap.13, p.947-1027.

BATCHELDER, K.A.; EATON, J.K. Practical experience with the discrete *Green's* function approach to convective heat transfer. **Journal of Heat Transfer**, v.123, p.70-76,2001.

BEJAN, A. **Convection heat transfer**. New York: John Wiley & Sons, Inc, 1995. Cap. 4: External natural convection, p. 185-192.

BOOTEN, C.; EATON, J.K. Discrete *Green's* function measurements in a serpentine cooling passage. **Journal of Heat Transfer**, v.129, p. 1686-1696, 2007.

BOOTEN, C.; EATON, J.K. Discrete *Green's* function measurements in internal flows. **Journal of Heat Transfer**, v.127, p.692-698, 2005.

COLEMAN, H. W.; STEELE, W. G. **Experimentation and Uncertainty Analysis for Engineers**. New York, NY, USA: John Wiley & Sons, Inc., 1989, 205p.

ÇENGEL, Y.A. Resfriamento de equipamento eletrônico. In: ÇENGEL, Y.A. (Ed.). **Transferência de calor e massa**. São Paulo, SP, Brasil: McGraw-Hill, 2009, cap 15. 69p. (disponível na internet, acesso em 26 de Abril de 2011)

HACKER, J. M.; EATON, J. K. Measurements of heat transfer in a separated and reattaching flow with spatially varying thermal boundary conditions. **International Journal of Heat and Fluid Flow**, v.18, p.131-141, 1997.

INCROPERA, F. P.; DeWITT, D. P. **fundamentals of heat and mass transfer**. New York, NY, USA: John Wiley & Sons, Inc, 1998. 494p.

KAYS W. M.; CRAWFORD, M. E. **Convective heat and mass transfer**. New York, NY, USA: McGraw-Hill, 1993. 651p.

MOFFAT, R.J.; ANDERSON, A.M. Applying heat transfer coefficient data to electronics cooling. **Journal of Heat Transfer**, v.112, p.882–890, 1990.

MOFFAT, R.J. What's new in convective heat transfer? **International Journal of Heat and Fluid Flow**, v.19, p.90–101, 1998.

MUKERJI, D.; EATON, J.K. Discrete *Green's* function measurements in a single passage turbine model. **Journal of Heat Transfer**, v.127, p.366-376, 2005.

ORTEGA, A.; LALL, B. S. A clarification of the adiabatic heat transfer coefficient as applied to convective cooling of electronics. **Proceedings of 8th Annual IEEE Semiconductor Thermal Measurements and Management Symposium**, Austin, TX, USA, p.1-3, 1992.

ORTEGA, A.; MOFFAT, R. J. Buoyancy induced convection in a non-uniformly heated array of cubical elements on a vertical channel wall. **Heat Transfer in Electronic Equipment**, v.57, p.123-134, 1986.

ORTEGA, A.; WIRTH, U.; KIM, S.J. Conjugate Forced Convection from a Discrete Heat Source on a Plane Conducting Surface: A Benchmark Experiment. **Heat Transfer in Electronic Systems**, v.292, pp. 25–36, 1994.

PETERSON, G.P.; ORTEGA, A. Thermal control of electronic equipment and devices. In: HARTNETT, J.P.; IRVINE, T.F. (Eds.). **Advances in heat transfer**. Oxford, Oxon, England: Academic Press, 1990. chap4., p.181–314.

ROCHA, André Damiani. **Convecção natural em placa nas posições vertical e inclinada contendo elementos protuberantes aquecidos**. 2005. 85p. Dissertação (Mestrado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas.

APÊNDICE A – Análise de Incerteza

Grandezas físicas medidas experimentalmente são afetadas por uma incerteza, classificada por:

- **Erro Grosseiro:** devido à imperícia do operador;
- **Erro Sistemático:** devido à má calibração do instrumento, não linearidade de escala, etc.;
- **Erros Aleatórios:** resultam de variações aleatórias nas medições, sob condições idênticas, provenientes de fatores que não podem ser controlados, e que se distribuem em torno do valor médio da grandeza, seguindo uma distribuição estatística.

A.1 Incerteza de Medidas Indiretas

Considerando um caso geral, na qual o resultado experimental, r , é uma função de N variáveis X_i , de acordo com Coleman e Steele (1989),

$$r = r(X_1, X_2, \dots, X_N) \quad (\text{A.1})$$

A Equação A.1 é uma equação de redução de dados utilizada para determinar r a partir de valores medidos das variáveis X_i . Então, a incerteza do resultado é dada por

$$U_r = \left[\left(\frac{\partial r}{\partial X_1} U_{X_1} \right)^2 + \left(\frac{\partial r}{\partial X_2} U_{X_2} \right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial r}{\partial X_N} U_{X_N} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.2})$$

Na Equação A.2, U_{X_i} são as incertezas na medição das variáveis X_i .

Três análises de incerteza foram realizadas. A incerteza na medida da potência, a incerteza na medida dos coeficientes de influência conjugados e a incerteza na medida da predição de sobretemperatura.

A potência dissipada nos elementos protuberantes é dada por

$$q = \frac{V^2}{R} \quad (\text{A.3})$$

A partir da Equação A.2, tem-se que a incerteza na medida da potência é calculada a partir da equação

$$U_q = \left[\left(\frac{\partial q}{\partial V} U_V \right)^2 + \left(\frac{\partial q}{\partial R} U_R \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.4})$$

Portanto, resolvendo-se as derivadas parciais, tem-se que a incerteza absoluta na medida da potência é dada a partir da seguinte equação na forma adimensional

$$U_q = \left[\left(\frac{2V}{R} U_V \right)^2 + \left(\frac{-V^2}{R^2} U_R \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.5})$$

Os coeficientes de influência conjugados são calculados a partir de

$$g_{ij}^{-1} = \frac{\Delta T_{ij}}{q_j} = \frac{(T_{j, aq\ unif} - T_{amb}) - (T_{j, aq\ elem\ desligado} - T_{amb})}{q_j} \quad (\text{A.6})$$

A partir da Equação A.2, tem-se que a incerteza na medida da potência é calculada a partir da equação

$$U_{g_{ij}^{-1}} = \left[\left(\frac{\partial g_{ij}^{-1}}{\partial q_j} U_{q_j} \right)^2 + \left(\frac{\partial g_{ij}^{-1}}{\partial \Delta T_{ij}} U_{\Delta T_{ij}} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.7})$$

Portanto, a incerteza absoluta na medida dos coeficientes g_{ij}^{-1} é dada por

$$U_{g_{ij}^{-1}} = \left[\left(\frac{-\Delta T_{ij}}{q_j^2} U_{q_j} \right)^2 + \left(\frac{1}{q_j} U_{\Delta T_{ij}} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.8})$$

A partir da Equação A.2, temos que a incerteza absoluta na medida da predição de sobretemperatura é calculada pela seguinte equação

$$U_{\Delta T_i} = \sum_{j=1}^N \left[\left(\frac{\partial \Delta T_i}{\partial g_{ij}^{-1}} U_{g_{ij}^{-1}} \right)^2 + \left(\frac{\partial \Delta T_i}{\partial q_j} U_{q_j} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.9})$$

Finalmente, a incerteza absoluta na medida da predição de sobretemperatura é dada por

$$U_{\Delta T_i} = \sum_{j=1}^N \left[\left(q_j \cdot U_{g_{ij}^{-1}} \right)^2 + \left(g_{ij}^{-1} \cdot U_{q_j} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.10})$$

De acordo com os manuais dos instrumentos utilizados, as incertezas nas medições das variáveis são dadas por

- Medição da Tensão no Multímetro HP: (0,06% da medida + 0,03% da faixa)
- Medição da Resistência no Multímetro Protek 506: (0,5% da medida + 2 dígitos)
- Medição da Temperatura no Medidor de Temperatura DP41-TC Omega: 0,2 (Acurácia Absoluta)

Os valores percentuais de incerteza das medidas indiretas da potência e dos coeficientes de influência conjugados, calculados para vários níveis de potência aplicada no elemento # 4, são apresentados na Tabela A-1.

Tabela A-1 Resultados das análises de incerteza das medidas indiretas.

| q_4 (W) | 1 | 2 | 5 | 10 | 15 |
|-----------------------|-------|-------|------|------|------|
| U_q (%) | 14,14 | 10,18 | 6,74 | 5,09 | 4,39 |
| $U_{g_{44}^{-1}}$ (%) | 14,65 | 10,28 | 6,78 | 5,10 | 4,40 |

Os valores percentuais de incerteza das medidas indiretas da predição de sobretemperatura, calculados para vários níveis de potência, a partir dos dados obtidos nos casos teste interpolados, são apresentados na Tabela A-2.

Tabela A-2 Resultados das análises de incerteza das medidas indiretas da predição de sobretemperatura.

| q (W) | $q_4=0$ (Caso Teste 04) | $q_1=5$ (Caso Teste 01) | $q_4=8$ (Caso Teste 03) | $q_1=10$ (Caso Teste 02) | $q_1=17$ (Caso Teste 04) |
|----------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|
| $U_{\Delta T_i}$ (%) | 6,31 | 9,55 | 8,18 | 7,33 | 7,07 |

APÊNDICE B – Cálculo da Perda por Radiação

O cálculo da transferência de calor por radiação a partir dos elementos protuberantes para a vizinhança é realizado considerando-se a análise da troca radiante entre superfícies no interior de uma cavidade, somada a troca radiante da superfície frontal do elemento com o ambiente. O elemento # 7 foi escolhido para a estimativa da troca radiante por estar localizado próximo da extremidade superior do canal, onde a parcela de perda por radiação é mais acentuada. As duas cavidades consideradas para o cálculo da perda por radiação no elemento # 7 são mostradas na Figura B.1. A cavidade superior é formada pelas superfícies A, B e I_1 e a cavidade inferior é formada pelas superfícies D, E, F e I_2 . O problema proposto foi, portanto, reduzido a uma placa isolada, ao invés de ser considerado como um canal vertical de placas paralelas com elementos protuberantes, facilitando os cálculos da perda de calor por radiação.

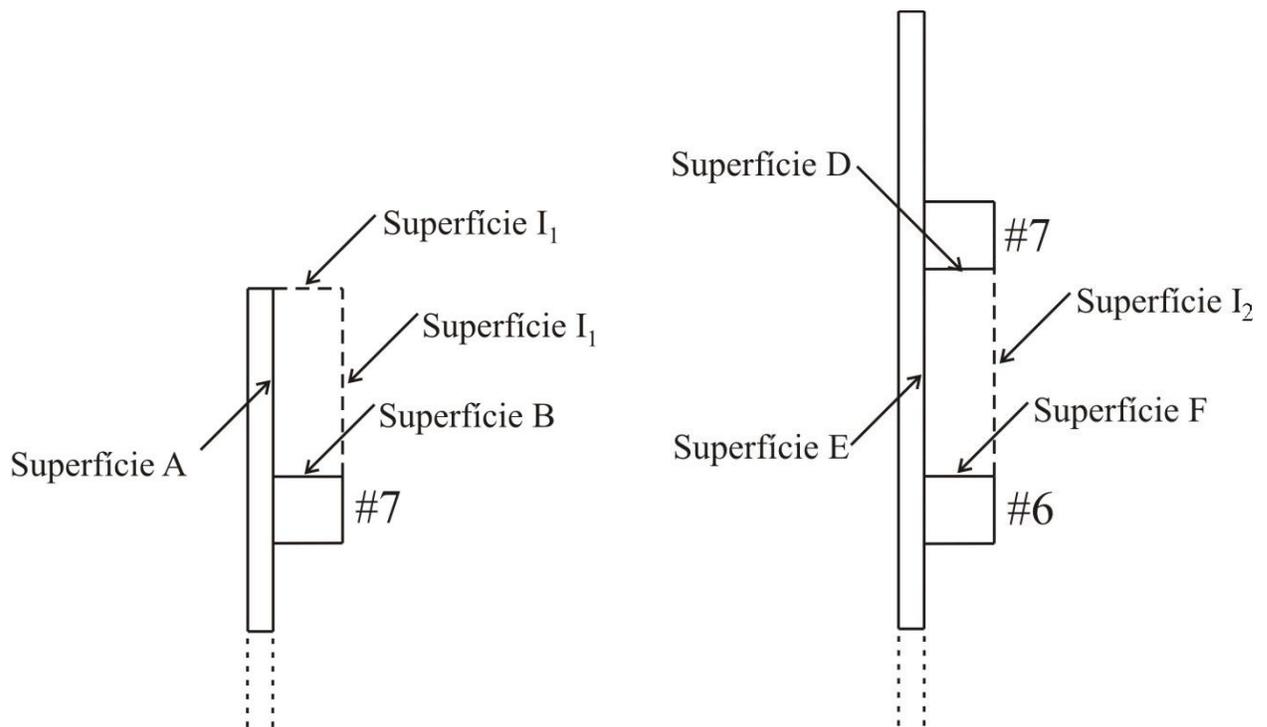


Figura B.1 Cavidades Superior e Inferior

A perda de calor por radiação nas cavidades superior e inferior é calculada realizando-se algumas simplificações. As superfícies da cavidade são consideradas isotérmicas, com radiosidade e irradiação uniformes; admite-se comportamento de superfície cinza, opaca e difusa em todas as superfícies da cavidade, a menos das superfícies imaginárias que têm comportamento de superfície negra e considera-se também que o meio no interior da cavidade seja não participante.

Segundo Incropera (1998), a troca radiante líquida em uma superfície cinza, opaca e difusa, no interior de uma cavidade, é dada por

$$q_i = \frac{E_{cni} - J_i}{(1 - \varepsilon_i) / \varepsilon_i A_i} \quad (\text{B.1})$$

Na Equação B.1, E_{cni} é o poder emissivo total de um corpo negro, J_i é a radiosidade da superfície i , ε_i é a emissividade da superfície i e A_i é a área da superfície i .

Para calcular a troca radiante líquida q_i , a partir da Equação B.1, a radiosidade da superfície J_i deve ser conhecida. Portanto, deve-se anteriormente considerar a troca radiante entre as superfícies da cavidade para o cálculo da radiosidade J_i .

Tem-se que a irradiação da superfície i é avaliada a partir das radiosidades de todas as superfícies da cavidade. A taxa de radiação que atinge a superfície i , vinda de todas as superfícies, incluindo também a própria superfície i é dada por

$$A_i G_i = \sum_{j=1}^N F_{ji} A_j J_j \quad (\text{B.2})$$

Na Equação B.2, G_i é a irradiação da superfície i e F_{ji} é o fator de forma, que leva em consideração a fração da radiação que deixa a superfície j e é interceptada pela superfície i .

temperaturas médias consideradas para cada superfície das duas cavidades, as áreas de cada superfície e a emissividade do alumínio polido e do epóxi, como mostra a Tabela B-1.

Tabela B-1 Dados do problema proposto

| | | |
|--------------------------------|------------------------------------|--------------------------------------|
| $T_A=338,15\text{K}$ | $A_A=0,01564\text{m}^2$ | $\varepsilon_{\text{ALUMÍNIO}}=0,04$ |
| $T_B= T_C= T_D=363,15\text{K}$ | $A_B=A_D= A_F=0,00425 \text{ m}^2$ | $\varepsilon_{\text{EPÓXI}}=0,8$ |
| $T_E=347,15\text{K}$ | $A_C=0,00408 \text{ m}^2$ | $T_\infty =298,15\text{K}$ |
| $T_F=366,15\text{K}$ | $A_E=0,01258 \text{ m}^2$ | |

Aplicando-se o Método das Radiosidades (Equação B.4) para as superfícies A e B, o sistema de equações da cavidade superior é dado por

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{E_{cnA} - J_A}{(1 - \varepsilon_A)/\varepsilon_A \cdot A_A} = \frac{J_A - J_B}{(A_A \cdot F_{A-B})^{-1}} + \frac{J_A - J_{I1}}{(A_A \cdot F_{A-I1})^{-1}} \Rightarrow \text{Superfície A} \\ \frac{E_{cnB} - J_B}{(1 - \varepsilon_B)/\varepsilon_B \cdot A_B} = \frac{J_B - J_A}{(A_B \cdot F_{B-A})^{-1}} + \frac{J_B - J_{I1}}{(A_B \cdot F_{B-I1})^{-1}} \Rightarrow \text{Superfície B} \end{array} \right. \quad (\text{B.6})$$

Calculando-se os fatores de forma e, sendo as radiosidades das superfícies imaginárias conhecidas, pois as mesmas têm comportamento de corpo negro, após alguns cálculos, o sistema de equações é reescrito na forma

$$\left\{ \begin{array}{l} 0,15640J_A - 0,00184J_B = 110,53416 \Rightarrow \text{Superfície A} \\ -0,00184J_A + 0,00443J_B = 1,25378 \Rightarrow \text{Superfície B} \end{array} \right. \quad (\text{B.7})$$

O sistema de equações da cavidade inferior é dado por

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{E_{cnD} - J_D}{(1 - \varepsilon_D)/\varepsilon_D \cdot A_D} = \frac{J_D - J_E}{(A_D \cdot F_{D-E})^{-1}} + \frac{J_D - J_F}{(A_D \cdot F_{D-F})^{-1}} + \frac{J_D - J_{I2}}{(A_D \cdot F_{D-I2})^{-1}} \Rightarrow \text{Superfície D} \\ \frac{E_{cnE} - J_E}{(1 - \varepsilon_E)/\varepsilon_E \cdot A_E} = \frac{J_E - J_D}{(A_E \cdot F_{E-D})^{-1}} + \frac{J_E - J_F}{(A_E \cdot F_{E-F})^{-1}} + \frac{J_E - J_{I2}}{(A_E \cdot F_{E-I2})^{-1}} \Rightarrow \text{Superfície E} \\ \frac{E_{cnF} - J_F}{(1 - \varepsilon_F)/\varepsilon_F \cdot A_F} = \frac{J_F - J_D}{(A_F \cdot F_{F-D})^{-1}} + \frac{J_F - J_E}{(A_F \cdot F_{F-E})^{-1}} + \frac{J_F - J_{I2}}{(A_F \cdot F_{F-I2})^{-1}} \Rightarrow \text{Superfície F} \end{array} \right. \quad (\text{B.8})$$

Rearranjando, o sistema de Equações B.8 pode ser escrito como

$$\left\{ \begin{array}{l} 0,00444J_D - 0,00178J_E - 0,00070J_F = 0,97023 \Rightarrow \text{Superfície D} \\ -0,00178J_D + 0,12581J_E - 0,00178J_F = 97,27932 \Rightarrow \text{Superfície E} \\ -0,00070J_D - 0,00178J_E + 0,00444J_F = 0,97608 \Rightarrow \text{Superfície F} \end{array} \right. \quad (\text{B.9})$$

Resolvendo os sistemas de equações das cavidades superior e inferior pelo Método iterativo de Gauss-Seidel, e utilizando-se a Equação B.1, tem-se que

$$\begin{aligned} q_B &= 0,07202 \text{ [W]} \\ q_D &= 0,06196 \text{ [W]} \end{aligned} \quad (\text{B.10})$$

A troca radiante na face frontal do elemento # 7 (superfície C) é calculada diretamente pela Equação B.11, pois a superfície C enxerga somente o ambiente (vizinhança), como mostra a Figura B.2.

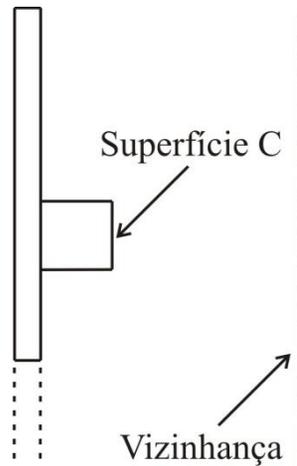


Figura B.2 Face frontal do elemento # 7

Na Equação B.11, σ é a constante de Stefan-Boltzmann.

$$q_C = \varepsilon_C A_C \sigma (T_7^4 - T_\infty^4) = 0,087813 \text{ [W]} \quad (\text{B.11})$$

Finalmente, a taxa total de troca radiante no elemento # 7 é dada por

$$q_{rad,7} = q_B + q_C + q_D = 0,22179 \text{ [W]} \quad (\text{B.12})$$

Sendo a potência aplicada no elemento # 7 igual a 5W, a estimativa da perda por radiação equivale à 4,43% da potência total aplicada no elemento #7 para o problema proposto.