

**Universidade Federal do Rio Grande do Sul  
Escola de Engenharia  
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil -CPGEC**

***Análise da Aplicação do Método da  
Decomposição Modal para a Representação  
do Campo de Pressões de Modelo Flexível em  
Túnel de Vento***

***Luciana do Val de Azevedo***

**Dissertação para obtenção do título de  
Mestre em Engenharia**

***Porto Alegre  
Abril de 1999***

**ESCOLA DE ENGENHARIA  
BIBLIOTECA**

**Universidade Federal do Rio Grande do Sul**  
**Escola de Engenharia**  
**Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil -CPGEC**

*Análise da Aplicação do Método da  
Decomposição Modal para a Representação  
do Campo de Pressões de Modelo Flexível em  
Túnel de Vento*

*Luciana do Val de Azevedo*

*Dissertação apresentada ao corpo docente do Curso  
de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universi-  
dade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos  
requisitos para a obtenção do título de Mestre em  
Engenharia*

*Porto Alegre  
Abril de 1999*

Esta dissertação foi julgada adequada para a obtenção do título de *Mestre em Engenharia* e aprovada em sua forma final pelos Orientadores e pelo Curso de Pós-Graduação.



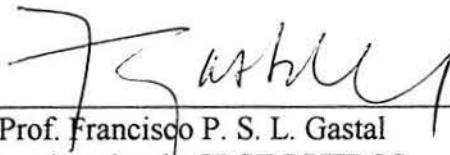
---

Prof. Acir Mérico Loredo-Souza  
Ph.D. University of Western Ontario, Canadá  
Orientador



---

Prof. Marcelo Maja Rocha  
Dr. Techn., Universität Innsbruck, Áustria  
Orientador



---

Prof. Francisco P. S. L. Gastal  
Coordenador do CPGEC/UFRGS

**Banca Examinadora:**

- *Paulo Moraes Júnior*  
*Dr.-Ing. Technische Universität Berlin - Alemanha*
- *Edith Beatriz Camano Schettini*  
*Dr. de l'Institut National Polytechnique de Grenoble - França*
- *Jun Sérgio Ono Fonseca*  
*Ph.D., The University of Michigan - EUA*

---

*Aos meus pais, Antônio e Lúcia, e  
minha irmã Patrícia.  
A meu esposo Herbert.  
Ao meu filho, Fábio.*

---

## **Agradecimentos**

Aos meus orientadores, Profs. Acir e Marcelo, pelas valiosas sugestões, por seu interesse e pelo apoio durante estes meses de trabalho, pela amizade e dedicação que me dispensaram, resultando nesta dissertação.

A Paulo Bueno, pela paciência e presteza durante a confecção do modelo e realização dos ensaios, e pelas dicas na preparação do modelo de ensaio .

Aos amigos Fábio e Jonatas, que participaram e auxiliaram antes e durante a realização dos ensaios, e a Leonardo e João, bolsistas do LAC, responsáveis pela confecção das caixas com os transdutores de pressão.

A meu marido Herbert, pela confiança, pelo apoio e incentivo para a conclusão da dissertação, pelas sugestões e críticas valiosas, pela inestimável ajuda, e pelo nosso filho, Fábio.

Aos meus pais, Antônio e Lúcia, e minha irmã, Patrícia, por estes dois anos de saudades impostas pela distância, pela dedicação e pelos esforços que possibilitaram chegar até aqui, e pelo incentivo e confiança depositados em mim, que sempre me acompanharam.

Aos amigos Andriei, Branca, Giuliana, Horacio, Jodoé, Leandro e Ranier, que foram nossos companheiros no curso de Pós-Graduação, pela convivência durante o curso de mestrado e pelas horas de estudo em grupo, e a todos os colegas do curso de Pós-graduação.

Aos meus familiares, e a todos aqueles que direta ou indiretamente contribuíram para a realização desta dissertação.

A CAPES, pelo apoio financeiro.

---

# Sumário

Lista de Tabelas.....	vii
Lista de Figuras.....	viii
Lista de Símbolos.....	xii
Resumo.....	xv
Abstract.....	xvi
1. Introdução.....	1
1.1 Objetivos.....	5
1.2 Estrutura do trabalho.....	6
2. Revisão Bibliográfica.....	8
2.1 Respostas das estruturas ao vento.....	8
2.1.1 Galope.....	9
2.1.2 Drapejamento.....	10
2.1.3 Excitação por vórtices.....	10
2.1.4 Martelamento.....	11
2.1.5 Resposta a rajadas.....	12
2.2 Instabilidade em escoamento bidimensional:.....	14
2.3 O Método da Decomposição Modal.....	21
2.3.1 Descrição do Método da Decomposição Modal.....	23
3. Determinação experimental das pressões.....	28
3.1 Transdutores de Pressão.....	28
3.1.1 Calibração Estática.....	29
3.1.2 Calibração Dinâmica.....	31
3.1.2.1 Correção do sinal de pressão.....	33
3.2 Modelo de Ensaio.....	34
3.2.1 Critérios para elaboração do modelo.....	34
3.2.2 Freqüências Naturais do Modelo.....	37
3.3 O túnel de Vento TV-2.....	40
3.3.1 Simulação do Vento Natural.....	41
3.4 Sistema de Aquisição de Dados.....	44
4. Medições em Túnel de Vento.....	46
4.1 Pressões médias medidas através do manômetro a álcool:.....	47
4.1.1 Resultados Obtidos.....	48
4.2 Pressões flutuantes através de transdutores de pressão.....	50
4.2.1 Ensaio para modelo rígido.....	51
4.2.2 Ensaio para modelo semi-flexível.....	53
4.2.3 Ensaio para modelo flexível.....	56
4.3 Diferença entre os coeficientes de pressão:.....	58
4.3.1 Diferença entre distribuições dos coeficientes de pressão média:.....	59
4.3.2 Diferença entre os coeficientes de pressão RMS:.....	62
5. Aplicação do Método da Decomposição Modal.....	64
5.1 Distribuição dos Modos Normais na superfície do modelo.....	64
5.1.1 Modelo Rígido.....	65
5.1.2 Modelo semi-flexível.....	68
5.1.3 Modelo flexível.....	71
5.2 Avaliação da aplicação do Método da Decomposição Modal.....	73
5.2.1 Diferença entre os autovetores:.....	73

5.2.2 Análise de precisão .....	78
6. Discussão dos Resultados e Conclusões .....	81
6.1 Observações .....	81
6.2 Conclusões .....	83
6.3 Sugestões para trabalhos futuros .....	84
Referências Bibliográficas .....	85
Anexo I – Calibração dos Transdutores de Pressão .....	89
I.1 Calibração Estática .....	89
I.2 Calibração Dinâmica .....	91
Anexo II - Coeficientes de Pressão do Modelo .....	96
II.1 Coeficientes de pressão média na superfície do modelo .....	96
II.1.1 Pressões médias medidas através de Manômetro a álcool .....	96
II.1.2 Pressões médias medidas através de Transdutores <i>Honeywell</i> .....	98
II.1.2.1 Modelo Rígido .....	99
II.1.2.2 Modelo Semi-flexível .....	103
II.1.2.2 Modelo Flexível .....	106
II.2 Coeficientes de pressão RMS obtidos com Transdutores <i>Honeywell</i> .....	110
II.2.1 Modelo Rígido .....	110
II.2.2 Modelo Semi-Flexível .....	113
II.2.2 Modelo Flexível .....	115
II.3 Diferenças entre os coeficientes de pressão: .....	117
Anexo III - Autovetores da Matriz de Coeficientes de Correlação .....	121
III.1 Modelo Rígido .....	122
III.2 Modelo Semi-Flexível .....	134
III.3 Modelo Flexível .....	138

---

## Lista de Tabelas

Tab. 2.1 - Efeitos de vento nas estruturas [Brito, 1995].....	9
Tab. 2.2 – Contribuição dos principais modos para a energia de pressão total (Holmes, 1990).....	22
Tab. 3.1 – Tabela de Calibração estática para Transdutores <i>Honeywell</i> .....	30
Tab. 3.2 – Planilha de Calibração Dinâmica.....	32
Tab. 3.3 - Propriedades mecânicas do modelo.....	36
Tab. 3.4 – Propriedades Dinâmicas do Modelo .....	38
Tab. 3.5 - Resposta do modelo ao escoamento simulado .....	42
Tab. I.1 - Planilha de Calibração estática dos Transdutores .....	89
Tab. I.2 - Expressão de conversão dos transdutores utilizados e "zero dos transdutores" .....	90
Tab. I.3 - Planilha de Calibração Dinâmica para o sistema transdutor + mangueira, sem amortecimento ( $\phi_{int} = 1.5$ mm).....	91
Tab. I.4 - Planilha de Calibração Dinâmica para o sistema transdutor + mangueira, com adição de amortecimento ( $\phi_{int} = 1.5$ mm, $\phi_{est} = 0.5$ mm)) .....	93



## Lista de Figuras

Fig. 1.1 – Foto da ponte de Tacoma original vibrando em modo assimétrico, antes da ruptura	3
Fig. 2.1 - Resposta de estrutura a vento: (a) Histórico no tempo; (b) Espectro de potência	12
Fig. 2.2 - Função de aceitação conjunta para resposta "background"	13
Fig. 2.3 - Função de aceitação conjunta para resposta ressonante	13
Fig. 3.1 – Esquema de Calibração Estática do Transdutor	30
Fig. 3.2 - Gráfico de calibração estática para transdutor <i>Honeywell</i> (T_00B)	31
Fig. 3.3 – Esquema de Calibração Dinâmica	32
Fig. 3.4 - Curva de ganho para sistema transdutor+mangueira ( $L = 700 \text{ mm}$ , $\phi_{int} = 1.5 \text{ mm}$ )	33
Fig. 3.5 – Câmara de pressão e ligações com transdutor de referência ( <i>ENDEVCO</i> ) e transdutor a ser calibrado ( <i>Honeywell</i> )	34
Fig. 3.6 - Modelo adotado para o ensaio em túnel de vento	35
Fig. 3.7 - Esquema do modelo de ensaios (dimensões em mm) - $L_{max} = 138 \text{ mm}$	36
Fig. 3.8 – Distribuição das tomadas de pressão sobre a superfície do modelo – face principal	36
Fig. 3.9 - Distribuição das tomadas de pressão na face posterior do modelo	37
Fig. 3.10 – Registro de vibrações livres para modelo flexível ( $f = 6.37 \text{ Hz}$ )	38
Fig. 3.11 – Registro de vibrações livres para modelo "semi-flexível" ( $f = 15.05 \text{ Hz}$ )	39
Fig. 3.12 – Registro de vibrações livres para modelo rígido	39
Fig. 3.14 – Características do vento simulado (a) Perfil de Velocidades médias, (b) Intensidade da Turbulência, (c) Escala longitudinal da Turbulência	42
Fig. 3.15 – Espectro de potência da componente longitudinal da Turbulência	43
Fig. 4.1 – Vista interna do túnel de vento e modelo posicionado na mesa M-II	46
Fig. 4.2 – Quadro resumo dos ensaios realizados	47
Fig. 4.3 – Pressões medidas a barlavento	48
Fig. 4.4 – Pressões para superfície na esteira	49
Fig. 4.5 (a) - (c) - Coeficientes de pressão média obtidos através do multimanômetro a álcool para modelo rígido	50
Fig. 4.6 (a) - Pressões flutuantes na superfície a barlavento do modelo rígido ( $\alpha = 0^\circ$ , $V = 10.2 \text{ m/s}$ )	51
Fig. 4.6 (b) - Pressões flutuantes na superfície a sotavento do modelo rígido ( $\alpha = 0^\circ$ , $V = 10.2 \text{ m/s}$ )	51
Fig. 4.7 (a) - (c) - Coeficientes de pressão média obtidos através dos transdutores <i>Honeywell</i> para modelo rígido	52
Fig. 4.8 (a) - (c) - Coeficientes de pressão RMS obtidos através dos transdutores <i>Honeywell</i> para modelo rígido	53
Fig. 4.9 - Espectro de potência para vibração do modelo - registro do acelerômetro (Modelo semi-flexível, $\alpha = 0^\circ$ , $V = 7.5 \text{ m/s}$ )	54
Fig. 4.10 (a) - (c) - Coeficientes de pressão média obtidos através dos transdutores <i>Honeywell</i> para modelo semi-flexível	55
Fig. 4.11 (a) - (c) - Coeficientes de pressão RMS obtidos através dos transdutores <i>Honeywell</i> para modelo semi-flexível	55
Fig. 4.12 - Espectro de potência para vibração do modelo - registro do acelerômetro (Modelo flexível, $\alpha = 0^\circ$ , $V = 5.3 \text{ m/s}$ )	56
Fig. 4.13 (a) - (c) - Coeficientes de pressão média obtidos através dos transdutores <i>Honeywell</i> para modelo flexível	57

Fig. 4.14 (a) (c) - Coeficientes de pressão RMS obtidos através dos transdutores <i>Honeywell</i> para modelo flexível .....	58
Fig. 4.15 (a)-(c) - Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo rígido ( $V=10\text{m/s}$ ).....	59
Fig. 4.16 (a)-(c) - Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo semi-flexível ( $V=10\text{m/s}$ ).....	60
Fig. 4.17 (a)-(c) - Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo flexível ( $V=5\text{m/s}$ ).....	61
Fig. 4.18 (a)-(c) - Diferença entre os coeficientes de pressão RMS para modelo semi-flexível ( $V=10\text{m/s}$ ).....	62
Fig. 4.19 (a)-(c) - Diferença entre os coeficientes de pressão RMS para modelo flexível ( $V=5\text{m/s}$ ).....	63
Fig. 5.1 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de $0^\circ$ , $V=5.4\text{m/s}$ .....	65
Fig. 5.2 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de $0^\circ$ , $V=7.6\text{m/s}$ .....	66
Fig. 5.3 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de $0^\circ$ , $V=10.2\text{m/s}$ .....	67
Fig. 5.4 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de $0^\circ$ , $V=5.4\text{ m/s}$ .....	68
Fig. 5.5 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de $0^\circ$ , $V=7.5\text{ m/s}$ .....	69
Fig. 5.6 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de $0^\circ$ , $V=10.1\text{ m/s}$ .....	70
Fig. 5.7 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de $0^\circ$ , $V=5.3\text{m/s}$ .....	71
Fig. 5.8 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de $0^\circ$ , $V=7.6\text{m/s}$ .....	72
Fig. 5.9 - Diferença entre os seis primeiros modos (Modelo semi-flexível, $\alpha = 0^\circ$ , $V = 5\text{ m/s}$ )74	
Fig. 5.10 - Diferença entre os seis primeiros modos (Modelo flexível, $\alpha = 0^\circ$ , $V = 5\text{ m/s}$ )....	75
Fig. 5.11 - Diferença entre os seis primeiros modos (Modelo flexível, $\alpha = 90^\circ$ , $V = 5\text{ m/s}$ )....	76
Fig. 5.12 - Diferença entre os seis primeiros modos (Modelo semi-flexível, $\alpha = 180^\circ$ , $V = 10\text{ m/s}$ ).....	77
Fig. 5.13 - Taxa de convergência do método para as três condições de flexibilidade do modelo ( $\alpha = 0^\circ$ , $V = 5\text{ m/s}$ ).....	79
Fig. 5.14 - Taxa de convergência do método para modelo rígido e flexível ( $\alpha = 90^\circ$ , $V = 5\text{ m/s}$ ).....	79
Fig. 5.15 - Taxa de convergência do método para modelo rígido e semi-flexível ( $\alpha = 180^\circ$ , $V = 10\text{m/s}$ ).....	80
Fig. I.1 – Curvas de Ganho para Transdutor <i>Honeywell</i> + mangueira, sem estricor ( $\phi_{int}=1.5\text{mm}$ ) .....	92
Fig. I.2 – Curvas de ganho para $L = 600\text{ mm}$ e $L = 650\text{ mm}$ , com e sem estricor ( $\phi_{int}=1.5\text{mm}$ , $L_{est}=29\text{mm}$ ).....	93
Fig. I.3 – Curvas de ganho para $L = 700\text{ mm}$ sem e com estricor ( $\phi_{int}=1.5\text{mm}$ , $L_{est}=29\text{mm}$ )94	
Fig. I.4 - Curvas de ganho para transdutores <i>Honeywell</i> - $L=700\text{mm}$ , $\phi_{int}=1.5\text{mm}$ , $L_{est}=29\text{mm}$ .....	95
Fig. I.5 - Curvas de ganho dos estrictores utilizados - $L_{est}=29\text{mm}$ , $L=700\text{mm}$ , $\phi_{int}=1.5\text{mm}$ 95	

Fig. II.1 - Coeficiente de pressão média a partir de Manômetro a álcool (Modelo rígido) .....	96
Fig. II.2 - Coeficientes de pressão média a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (1ª série de ensaios, Modelo rígido).....	99
Fig. II.3 - Coeficientes de pressão média a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (2ª série de ensaios, Modelo rígido).....	100
Fig. II.4 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (3ª série de ensaios, Modelo rígido).....	101
Fig. II.5 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (Modelo semi-flexível).....	103
Fig. II.6 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (Modelo semi-flexível).....	104
Fig. II.7 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (Modelo flexível, 1ª série de ensaios).....	106
Fig. II.8 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (Modelo flexível, 2ª série de ensaios).....	109
Fig. II.9 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (1ª série de ensaios, Modelo rígido).....	110
Fig. II.10 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (2ª série de ensaios, Modelo rígido).....	111
Fig. II.11 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (3ª série de ensaios, Modelo rígido).....	112
Fig. II.12 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (Modelo semi-flexível).....	113
Fig. II.13 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (Modelo semi-flexível).....	114
Fig. II.14 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (Modelo flexível, 1ª série de ensaios).....	115
Fig. II.15 - Coeficiente de pressão rms a partir de Transdutores <i>Honeywell</i> (Modelo flexível, 2ª série de ensaios).....	116
Fig. II.16 (a) - (c)- Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo rígido ( $V=5\text{m/s}$ ).....	117
Fig. II.17 (a) - (c) - Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo rígido ( $V=7.5\text{m/s}$ ).....	118
Fig. II.18 - Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo semi-flexível.....	118
Fig. II.19 (a) - (c)- Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo flexível ( $V=7.5\text{m/s}$ ).....	119
Fig. II.20 - Diferença entre os coeficientes de pressão RMS para modelo semi-flexível .....	119
Fig. II.21 (a) - (c)- Diferença entre os coeficientes de pressão RMS para modelo flexível ( $V=7.5\text{m/s}$ ).....	120
Fig. III.1 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de $45^\circ$ , $V=5.4\text{m/s}$ .....	122
Fig. III.2 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de $45^\circ$ , $V=7.7\text{m/s}$ .....	123
Fig. III.3 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de $45^\circ$ , $V=10.1\text{m/s}$ .....	124
Fig. III.4 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de $90^\circ$ , $V=5.4\text{m/s}$ .....	125
Fig. III.5 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de $90^\circ$ , $V=7.7\text{m/s}$ .....	126

Fig. III.6 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de 90°, $V=10.2\text{m/s}$ .....	127
Fig. III.7 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de 135°, $V=5.4\text{m/s}$ .....	128
Fig. III.8 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de 135°, $V=7.6\text{m/s}$ .....	129
Fig. III.9 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de 135°, $V=10.2\text{m/s}$ .....	130
Fig. III.10 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de 180°, $V=5.4\text{m/s}$ .....	131
Fig. III.11 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de 180°, $V=7.6\text{m/s}$ .....	132
Fig. III.12 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de 180°, $V=10.1\text{m/s}$ .....	133
Fig. III.13 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de 45°, $V=10.2\text{m/s}$ .....	134
Fig. III.14 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de 90°, $V=10.3\text{m/s}$ .....	135
Fig. III.15 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de 135°, $V=10.2\text{m/s}$ .....	136
Fig. III.16 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de 180°, $V=10.1\text{m/s}$ .....	137
Fig. II.17 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de 45°, $V=5.4\text{m/s}$ .....	138
Fig. III.18 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de 45°, $V=7.6\text{m/s}$ .....	139
Fig. III.19 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de 90°, $V=5.4\text{m/s}$ .....	140
Fig. III.20 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de 90°, $V=7.7\text{m/s}$ .....	141
Fig. III.21 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de 135°, $V=5.4\text{m/s}$ .....	142
Fig. III.22 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de 135°, $V=7.7\text{m/s}$ .....	143
Fig. III.23 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de 180°, $V=5.3\text{m/s}$ .....	144
Fig. III.24 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de 180°, $V=7.6\text{m/s}$ .....	145

---

## Lista de Símbolos

### Letras Romanas Maiúsculas:

$[A]$	Matriz dos coeficientes de interação fluido-estrutura, relativo a rigidez aerodinâmica da estrutura
$A_i^*$	Coefficientes de drapejamento ("flutter derivatives") para a parcela aeroelástica do momento induzido na estrutura pelo vento
$[B]$	Matriz dos coeficientes de interação fluido-estrutura, relativo ao amortecimento aerodinâmico da estrutura; matriz com os vetores de pressão estática $\bar{b}_k$
$B$	Dimensão característica da estrutura; projeção da dimensão característica na direção perpendicular a direção da velocidade de escoamento
$[C]$	Matriz de amortecimento global da estrutura
$[C^*]$	Matriz de amortecimento efetivo
$[C_p]$	Matriz de covariância das pressões flutuantes
$C_D$	Coefficiente médio da força de arrasto na estrutura
$C_L$	Coefficiente médio da força de sustentação na estrutura
$C_M$	Coefficiente médio do momento induzido na estrutura
$C_L', C_M', C_D'$	Derivadas em relação ao ângulo de incidência $\alpha_0$ dos coeficientes médios de sustentação, momento e arrasto, respectivamente
$D$	Força de arrasto total na estrutura
$D_{ae}$	Componente aeroelástica da força de arrasto na estrutura
$D_b$	Componente de martelamento da força de arrasto na estrutura
$E\{\}$	Valor esperado
$\{F\}_{ae}$	Vetor das componentes aeroelásticas das forças atuantes na estrutura
$\{F\}_b$	Vetor das componentes de martelamento das forças atuantes na estrutura
$H_i^*$	Coefficientes de drapejamento para a parcela aeroelástica da força de sustentação atuante na estrutura
$I_v$	Intensidade de turbulência
$[K]$	Matriz de rigidez global da estrutura
$[K^*]$	Matriz de rigidez efetiva da estrutura
$K$	Frequência reduzida, adimensional
$L$	Força de sustentação total na estrutura
$L_{ae}$	Componente aeroelástica da força de sustentação na estrutura
$L_b$	Componente de Martelamento da força de sustentação na estrutura
$L, L_1, L_2$	Comprimentos da mangueira para ligação da tomada de pressão ao transdutor de pressão
$L_{est}$	Comprimento do estricor
$L_v$	Comprimento transversal da escala de turbulência
$[M]$	Matriz de massa da estrutura
$M$	Momento aerodinâmico induzido pelo movimento da estrutura no escoamento

---

$M_{ae}$	Componente aeroelástica do momento aerodinâmico induzido na estrutura
$M_b$	Componente de martelamento do momento aerodinâmico induzido na Estrutura
$P_i'$	Coefficientes de drapejamento para a componente aeroelástica da força de arrasto atuante na estrutura
$[R_p]$	Matriz simétrica de coeficientes de correlação
$[S_p]$	Matriz diagonal de desvios padrões de pressões de vento
$S_t$	Número de Strouhal
$S_v$	Densidade espectral da componente horizontal da velocidade do vento na altura de referência
$T$	Temperatura
$V$	Velocidade do vento
$V_0$	Velocidade média do vento
$V_x$	Componente na direção $x$ da velocidade do vento
$V_y$	Componente na direção $y$ da velocidade do vento
$\{X\}$	Vetor de deslocamentos da estrutura
$\{\dot{X}\}$	Vetor de velocidades da estrutura
$\{\ddot{X}\}$	Vetor de acelerações da estrutura
$[Z_p]$	Matriz de autovetores ortogonais correspondentes aos autovalores do Método da Decomposição Modal

### Letras Romanas Minúsculas

$a_k(t)$	Funções representando processos ortogonais, dependentes do tempo
$b_{ik}$	Vetor de pressões estáticas, dependentes da posição
$c_{ij}$	Elementos da matriz de amortecimento da estrutura
$c_p$	Coefficientes de pressão
$c_{p,ij}$	Termo genérico da matriz de covariância
$d$	Diâmetro
$d(t)$	Resposta estrutural no tempo
$d_k$	Resposta linear estática ao vetor de pressões estáticas $\bar{b}_k$
$f$	Frequência de vibração, em Hz
$g$	Fator estatístico de pico
$h, \dot{h}$	Deslocamento e velocidade da estrutura na direção $y$
$i(x)$	Função de influência
$k_{ij}$	Elementos da matriz de rigidez da estrutura
$k_0$	Constante do túnel de vento
$l$	Comprimento
$m_i$	Elemento da matriz de massa da estrutura (diagonal)
$m(x)$	Massa distribuída por unidade de comprimento
$p, \dot{p}$	Deslocamento e velocidade da estrutura na direção $x$
$p_a$	Pressão atmosférica

---

$p_i(x_i, y_i)$	Modos ortonormais das pressões flutuantes, autovetores
$p_i(x_i, y_i, t)$	Pressões flutuantes reais atuando sobre uma estrutura, devido a vento incidente
$q$	Pressão dinâmica do escoamento
$q_0$	Pressão dinâmica do escoamento relacionada ao ensaio em túnel de vento
$\bar{r}$	Resposta média
$\tilde{r}$	Valor quadrático médio da resposta flutuante
$\tilde{r}_B$	Resposta "background"
$\tilde{r}_{Rj}$	Resposta ressonante correspondente ao j-ésimo modo de vibração natural
$\hat{r}$	Resposta dinâmica de pico
$t$	Tempo
$u, v, w$	Componentes flutuantes da velocidade do vento
$x_i, y_i$	Coordenadas espaciais
$\bar{z}_j$	Autovetores ortonormais da matriz de correlação de pressões flutuantes

#### Letras gregas Minúsculas:

$\alpha$	Ângulo de incidência do vento
$\varphi_i$	Fator de conversão
$\{\phi\}$	Vetor de deslocamentos modais
$\phi_{int}$	Diâmetro interno da mangueira
$\lambda_i$	Autovalores da Decomposição Modal
$\mu_d$	Resposta estrutural média
$\mu_i$	Média dos registros de pressões flutuantes
$\bar{\mu}_p$	Vetor de médias de pressões
$\theta, \dot{\theta}$	Deslocamento e velocidade de rotação do corpo, em torno do eixo z
$\rho_{ar}$	Massa específica do ar
$\rho_{ij}$	Coefficientes de correlação
$\sigma_i$	Desvio padrão
$\omega_i$	Frequência circular natural do i-ésimo modo de vibração da estrutura (rad/s)
$\zeta_{aj}$	Amortecimento aerodinâmico associado ao j-ésimo modo de vibração da estrutura
$\zeta_s$	Amortecimento estrutural

#### Letras gregas Maiúsculas:

$\Delta p$	Diferença entre a pressão na superfície e a pressão de referência
$\Delta p_A$	Diferença de pressão estática entre anéis piezométricos no interior do túnel de vento
$[\Phi]$	Matriz modal da estrutura
$[\Lambda_p]$	Matriz diagonal da raiz quadrada dos autovalores $\lambda_i$
$[\Omega]$	Matriz diagonal contendo as frequências naturais da estrutura, $\omega_i^2$

---

## Resumo

Vibrações significativas podem ser induzidas nas estruturas devido a ação de forças aeroelásticas, podendo causar danos à esta, ou mesmo levá-la à ruína. Tais forças deveriam, pois, ser consideradas desde a fase de projeto, através da inclusão destas cargas nas equações de movimento, principalmente em estruturas mais flexíveis, as quais são mais susceptíveis aos problemas originados pela interação fluido-estrutura.

O método da decomposição modal ("Proper Orthogonal Decomposition Method") foi considerado particularmente adequado para representar a ação do vento na determinação da resposta de estruturas em que os efeitos de ressonância são desprezíveis, embora já tenha sido usado para avaliar efeitos dinâmicos. A utilização deste método reduz o esforço computacional empregado na análise estrutural, por não ser necessário considerar os registros completos de pressões flutuantes na aplicação do carregamento devido ao vento.

Este trabalho se propõe a avaliar experimentalmente o Método da Decomposição Modal em estruturas que apresentem níveis significativos de vibração, a fim de verificar a validade deste método na recomposição do campo de pressões flutuantes. Para tal, foi adotado como modelo uma placa rígida de um grau de liberdade, apoiada sobre hastes flexíveis, a qual foi ensaiada no Túnel de Vento TV-2 da UFRGS.

Ensaio estáticos e dinâmicos foram realizados para aquisição dos registros de pressões flutuantes. Coeficientes de pressão média e coeficientes de pressão quadráticos médios foram calculados para três diferentes condições de rigidez do modelo. A decomposição modal foi aplicada para as pressões medidas, avaliando-se os modos de pressão na superfície do modelo ensaiado.

Os coeficientes de pressão média apresentaram uma excelente concordância entre si para os níveis de rigidez analisados. Entretanto, o Método da Decomposição Modal apresentou diferenças ao se comparar os seis primeiros modos de pressão para os ângulos de incidência analisados. Observou-se que há influência da flexibilidade do modelo na aplicação do Método da Decomposição Modal, a qual não atinge níveis expressivos que invalidem a aproximação pelo modelo rígido, para o modelo flexível adotado.



---

## Abstract

Significant structural vibrations can be induced due to the action of aeroelastic forces which sometimes carry damage or commit the structural operation. These forces should be accounted on the structural equations of motion at a design stage, mainly in structures susceptible to fluid-structure interaction effects.

The Proper Orthogonal Decomposition Method (POD) was considered particularly suitable to determine the response of structures in which resonance effects are negligible, but it has also been used to evaluate dynamic effects. The application of such method reduces significantly the computational effort in the analysis, since complete fluctuating pressure records are not needed for an accurate wind load action evaluation.

This work proposes the application of the Proper Orthogonal Decomposition Method on structures where fluid-structure interaction problems are present, in order to verify the POD validity in the assessment of fluctuating pressures on models subjected to dynamic response due to wind action. The model used in this study is a single degree of freedom rigid plate, fixed by flexible supports. Experiments were performed in the TV-2 Boundary Layer Wind Tunnel of the UFRGS.

Static and dynamic tests were performed for instantaneous pressure measurements acquirement. The mean and RMS pressure coefficients were evaluated for three different stiffness levels. The POD Method was used with the fluctuating pressure measurements for the evaluation of the pressure modes on the model surface.

The mean pressure coefficients have presented excellent agreement for each stiffness level. However, the POD Method has presented slight differences when the first six pressure modes are compared for the analyzed wind directions and stiffness levels. It was noticed that the model flexibility affects the Modal Decomposition Method application, but this influence does not attain expressive levels that invalidate the flexible model approximation by the stiff one.

## 1. Introdução

Uma das mais distintas propriedades da Engenharia Civil em comparação com outras áreas é que os projetos têm de ser postos em execução direto da prancha de desenho. É às vezes possível testar elementos; muito raramente é possível testar estruturas completas em escala real. Em consequência, a inovação está repleta de incertezas. O desenvolvimento de materiais mais resistentes dá origem a estruturas mais esbeltas, mais flexíveis, e portanto, aumentam os problemas originados pela incidência de cargas de vento sobre as estruturas. Já que seria praticamente impossível determinar a magnitude destas cargas na estrutura real, é desejável que uma solução teórica ou empírica seja aplicada para simplificar o problema. O desenvolvimento desta aproximação, entretanto, é ainda hoje dificultada pela falta de compreensão de alguns dos fenômenos do escoamento que são importantes. Predições analíticas bem sucedidas das cargas de vento são prejudicadas pela natureza complexa da interação vento-estrutura. Assim, testes em túnel de vento de modelos em escala das edificações continuam a ser o meio mais prático de prever as cargas aerodinâmicas sobre as estruturas.

Um corpo imerso em um fluido está sujeito a forças de superfície que são geradas pelo escoamento. As estruturas em geral estão submetidas às forças provenientes do escoamento de ar que as envolve, e, ao se deslocarem sob a ação destas forças, modificam as condições iniciais deste escoamento, modificando a magnitude e natureza das forças que atuam sobre as estruturas. Tais alterações são funções das forças de interação entre o fluido e a estrutura, que recaem em três classes: as forças proporcionais à aceleração, aquelas proporcionais à velocidade e as proporcionais ao deslocamento da estrutura.

As forças proporcionais a aceleração apresentam um paralelismo com as forças de inércia da estrutura, e, no que concerne ao comportamento de edifícios e da maioria das estruturas, geralmente podem ser ignoradas. Assim, as forças de interação relevantes, em geral, são função do deslocamento e da velocidade de deslocamento do corpo imerso no escoamento.

Dependendo da intensidade destas forças, elas podem originar oscilações na estrutura, as quais podem levar ao fenômeno de instabilidade dinâmica, o que, em geral, leva a estrutura à ruína. Para se evitar estes problemas, tais forças deveriam, pois, serem previstas

desde a fase de projeto e consideradas nas equações de movimento de estruturas, principalmente naquelas mais flexíveis, mais susceptíveis aos efeitos da interação fluido-estrutura, ou, na Engenharia do Vento, efeitos aeroelásticos.

Embora o efeito dinâmico provocado pelo carregamento devido ao vento em edifícios seja menor que em outros tipos de estruturas, visto que os edifícios existentes atualmente ainda são relativamente mais rígidos, a tendência de edifícios cada vez mais altos e mais esbeltos, resultante da evolução dos materiais de construção e do problema de espaço em grandes cidades, ocasiona um aumento na escala e na frequência de problemas de instabilidade dinâmica nestes tipos de estruturas. Outras estruturas como coberturas de estádios e ginásios, em geral em forma de casca, bem como as estruturas de pontes, tanto nos vãos de seus tabuleiros como nos pilares que as compõem, são estruturas mais flexíveis, sendo mais freqüentes estes problemas de instabilidade.

A instabilidade aerodinâmica pode ser um fenômeno resultante apenas da ação do escoamento sobre a estrutura, como quando um trilha de vórtices ou uma esteira rapidamente divergente é desprendida de um corpo fixo situado a barlavento da estrutura, incidindo sobre ela e originando a instabilidade. Mas se um corpo submerso em um escoamento deflete sob ação de forças originadas pelo escoamento, e esta deflexão inicial dá origem a deflexões sucessivas de caráter oscilatório ou divergente, diz-se que se produziu uma instabilidade aeroelástica [Simiu e Scanlan, 1978].

Os efeitos aeroelásticos mais comuns em pontes são o drapejamento (“*flutter*”), martelamento (“*buffeting*”) e galope, que envolvem graus de liberdade translacionais e rotacionais. Estes efeitos podem ocorrer isolados ou acoplados, e merecem atenção especial em projetos de estruturas flexíveis. Outros efeitos, como o desprendimento de vórtices, também podem influir na resposta dinâmica da estrutura. Quando este desprendimento ocorre de forma cadenciada, apresenta uma frequência característica de desprendimento, função da velocidade do escoamento e da forma da estrutura. Esta frequência pode coincidir com uma das frequências naturais da estrutura e originar uma resposta ressonante, originando níveis exagerados de amplitudes de deslocamento, o que comprometeria o funcionamento da mesma. Toda instabilidade aeroelástica envolve forças aerodinâmicas que agem sobre o corpo como consequência de seu movimento no escoamento, sendo denominadas de auto-excitadas.

Um caso clássico de problema de instabilidade aeroelástica na engenharia civil é o acidente da ponte de Tacoma, ocorrido em 1940, onde houve falha da estrutura devido a um carregamento dinâmico de vento, que fez com que a estrutura vibrasse violentamente em grandes amplitudes até a sua ruptura total. Até então, a ação do vento sobre as estruturas de pontes eram consideradas apenas através das cargas estáticas representativas das resultantes da pressão média do vento. Qual seria a causa que desencadeou este fenômeno? Seria um problema originado pela ressonância entre a frequência da estrutura e a frequência de desprendimento de vórtices? Alguns anos depois, pesquisadores fizeram estudos com modelos da seção transversal original da ponte ensaiando-os em túneis de vento, e sugeriram que o problema não se deu unicamente pela ressonância pura entre a frequência de desprendimento de vórtices e a frequência da estrutura, mas que esta ressonância originou as oscilações em grandes amplitudes, o que iniciou o fenômeno de interação fluido-estrutura [Sabzevari e Scanlan, 1968]. A forma não-aerodinâmica da seção original da ponte fez com que as forças aerodinâmicas que atuavam sobre a mesma, principalmente aquelas relacionadas à velocidade de vibração da estrutura, fossem desestabilizadoras, anulando a parcela da força correspondente ao amortecimento estrutural da mesma, levando à amplificação das amplitudes de vibração [Scanlan e Tomko, 1971].

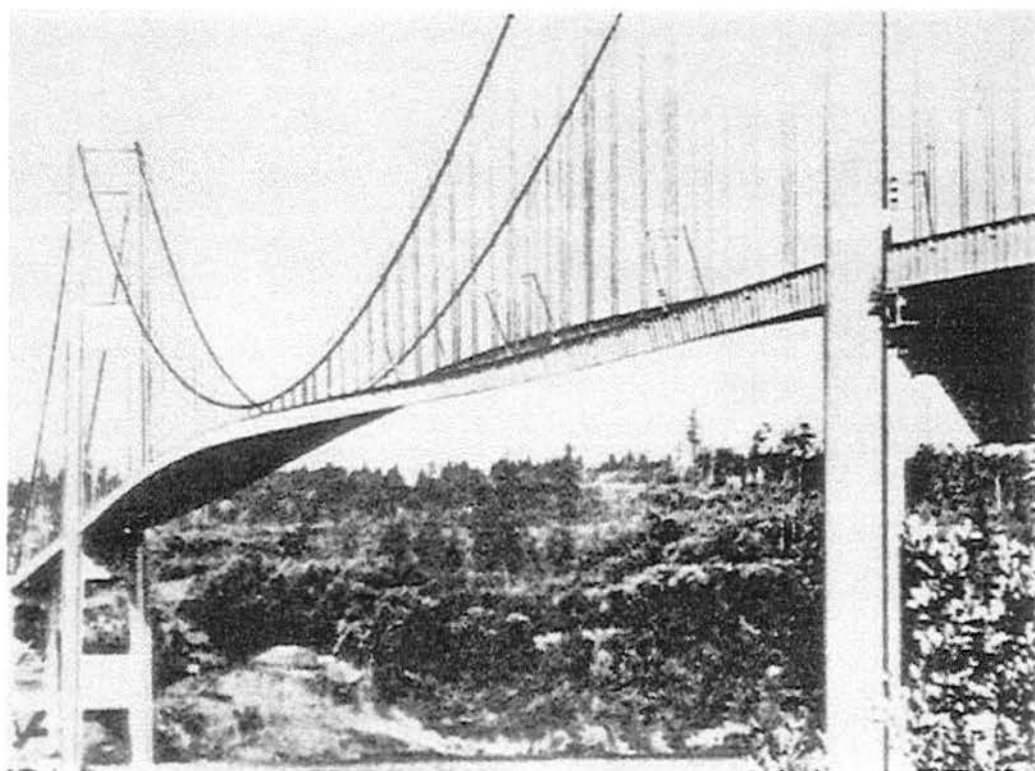


Fig. 1.1 – Foto da ponte de Tacoma original vibrando em modo assimétrico, antes da ruptura

Mas não são apenas as estruturas de pontes que estão sujeitas a instabilidade aerodinâmica. Em outros campos da Engenharia Civil, principalmente no projeto de linhas de transmissão e torres altas, um problema relacionado também tem chamado atenção: o drapejamento de cilindros circulares em uma esteira [Brito e Riera, 1995b]. Estruturas como coberturas de ginásios também estão sujeitas a problemas de vibrações induzidas pelo vento, e podem sofrer os efeitos da interação fluido-estrutura. Tais estruturas são usualmente leves e flexíveis, tendendo a defletir e oscilar sob forças de vento. O decréscimo das frequências naturais com o aumento do vão no caso de cúpulas aumenta a susceptibilidade destas a uma excitação ressonante [Uematsu et al., 1997].

Uma maneira utilizada para determinar os coeficientes aerodinâmicos provenientes da interação fluido-estrutura é através da função circulatória de Theodorsen, através da qual pode-se obter os coeficientes de drapejamento (*"flutter derivatives"*) de estruturas que estejam sujeitas a escoamento suave e bidimensional, com comportamento semelhante a aerofólios finos, ou placas finas, como é o caso das estruturas de pontes. Entretanto, para sistemas mais complexos, torna-se trabalhosa a aplicação desta teoria, podendo-se ainda obter resultados não satisfatórios. Para condições adversas de escoamento, bem como para estruturas em escoamento turbulento tridimensional, as considerações teóricas não são mais válidas.

Existem diversas técnicas para a determinação destes coeficientes aerodinâmicos, todas elas baseadas em ensaios em túnel de vento, dos quais são extraídos os dados necessários para a obtenção dos coeficientes aerodinâmicos associados [Sarkar et al., 1992]. É preciso, portanto, que os ensaios de modelos em túneis de vento sejam bem conduzidos, para que os resultados obtidos, os quais servirão como base no projeto da estrutura real, sejam confiáveis e condizentes com as condições de exposição da estrutura no local onde ela será ou foi construída. Os conceitos de modelagem e algumas técnicas usadas para a determinação quantitativa das forças resultantes e pressão variável instantânea atuantes na estrutura são descritas no trabalho de Cermak [1977], entre outros mais atuais.

Em 1968, Armitage estudou a distribuição das pressões flutuantes devidas à carga de vento a que era submetida uma torre de resfriamento em escala real, e avaliou estas flutuações de pressões como séries de funções das coordenadas angulares do espaço, referente à posição da tomada de pressão na superfície do corpo, e do tempo. Este estudo foi denominado de *"Proper Orthogonal Decomposition Method"*, ou Método da Decomposição Modal. A partir daí, outros autores estudaram a aplicabilidade do método, que mostrou ser muito efici-

ente para estruturas cuja resposta ressonante é desprezível. O principal objetivo do método é estabelecer uma função determinística  $p(x, y)$  que é a melhor correlacionada com todos os elementos do conjunto de um campo aleatório, no caso a distribuição de pressões flutuantes na superfície do corpo.

Esta técnica demonstrou ser de grande utilidade na representação de cargas de vento sobre estruturas devido a flutuações de pressão. De um modo geral, estas flutuações podem ser resultado da turbulência presente no escoamento incidente, da separação do escoamento e recolamento, do desprendimento de vórtices na esteira, devido a movimentação da estrutura no escoamento, ou mesmo devido aos vórtices desprendidos de uma edificação a barlavento.

A distribuição das pressões sobre a superfície do corpo é determinada através de ensaios em túnel de vento de modelos em escala reduzida, e a partir dos registros obtidos para o modelo, os resultados são estendidos para as estruturas em escala real, mostrando ser um meio adequado para determinar as cargas resultantes da ação do vento nas estruturas.

## 1.1 Objetivos

Este trabalho tem por objetivo estudar as flutuações de pressões em um modelo sujeito a um escoamento de ar turbulento e deslizante gerado em túnel de vento, empregando-se o Método da Decomposição Modal para representar estas pressões. A proposta é ensaiar o modelo em túnel de vento em ensaios estático e dinâmico, impedindo-se o movimento do modelo no primeiro caso, e permitindo que o modelo vibre livremente sob a ação do vento no segundo, medindo-se as pressões médias e flutuantes para diversos ângulos de incidência do vento. Conhecidas as distribuições de pressões na superfície do modelo, a finalidade é verificar a influência das vibrações na representação do campo de pressões pelo Método da Decomposição Modal para um modelo que oscila sob ação do vento.

Para tal, seguiram-se os seguintes passos para o estudo:

- a. Calibração estática e dinâmica dos transdutores de pressão a serem utilizados para medição dos registros de pressões flutuantes na superfície do modelo;

- b. Medição das pressões médias na superfície do modelo para ensaio estático sob ação de vento, através de multi-manômetro a álcool, e determinação da distribuição dos coeficientes de pressão na superfície ;
- c. Medição das pressões flutuantes sobre a superfície do modelo, para diversas condições de rigidez (modelo rígido, semi-flexível e flexível), ensaiado para as mesmas condições de escoamento anterior, e comparação entre as respostas médias obtidas pelo multi-manômetro a álcool e pelos transdutores de pressão;
- d. Determinação das distribuições dos coeficientes de pressão média e RMS associados aos ensaios, para os diversos ângulos de incidência e condições de rigidez do modelo;
- e. Utilização do método da decomposição modal para representação do campo de pressões para os ensaios com as diferentes frequências de resposta do modelo e características do vento incidente;
- f. Comparação entre os primeiros modos das pressões flutuantes para os ensaios estático e dinâmico, e verificação da influência de vibrações na recomposição de pressões através do Método da Decomposição Modal no casos de estruturas notadamente flexíveis.

## 1.2 Estrutura do trabalho

O presente trabalho apresenta-se dividido nos capítulos descritos a seguir.

O presente capítulo, além da descrição da estrutura do trabalho e objetivos a serem seguidos, apresenta uma breve introdução sobre os problemas ocasionados pela incidência do vento em estruturas flexíveis, os quais podem variar desde vibrações induzidas por carregamentos dinâmicos de vento até instabilidade da estrutura devido a interação fluido-estrutura.

O capítulo 2 apresenta uma revisão bibliográfica sobre forças devido a ação do vento e métodos de determinação das forças e coeficientes aerodinâmicos relacionados aos problemas de interação fluido-estrutura para escoamentos bidimensionais, bem como a revisão bibliográfica do método da decomposição modal, com uma descrição do mesmo.

O capítulo 3 apresenta uma descrição dos modelos analisados e uma descrição dos equipamentos utilizados para a realização dos ensaios. São apresentadas ainda as características do vento simulado e dos instrumentos utilizados nas medições das pressões.

No capítulo 4, apresenta-se as características e os resultados dos ensaios em túnel de vento, tanto para a medição no manômetro a álcool, como para a aquisição dos registros de pressões flutuantes no modelo.

O capítulo 5 apresenta a aplicação do Método da Decomposição Modal aos dados obtidos dos ensaios, com resultados na forma de distribuição dos autovetores principais na superfície do modelo.

A discussão dos resultados obtidos e sugestões para novos trabalhos estão descritas no capítulo 6.

O anexo I apresenta as planilhas de calibração estática e os dados para calibração dinâmica, em forma de planilhas e gráficos. Algumas distribuições de coeficientes de pressão, tanto para média como para RMS, estão apresentadas no Anexo II, assim como formas modais não mostradas no texto principal estão no Anexo III.



## 2. Revisão Bibliográfica

Considere-se uma estrutura imersa em um escoamento de ar. A mesma estará submetida a uma força global, a qual pode ser decomposta nas direções vertical e horizontal. A componente vertical é conhecida como *força de sustentação*. A componente horizontal, por sua vez, pode ser decomposta em duas direções: uma paralela à direção do vento, e outra perpendicular, as quais se denominam de *força de arrasto* e *força lateral*, respectivamente [Blessmann, 1990]. No caso de corpos alongados, tais como vãos de pontes, cabos de eletricidade etc., bem como em aerofólios e placas finas posicionadas horizontalmente no escoamento, as forças devidas ao vento são basicamente a força de arrasto e a de sustentação.

A revisão bibliográfica apresentada aqui foi dividida em três partes. A primeira delas faz um breve resumo da resposta das estruturas ao vento, citando alguns tipos de instabilidade aeroelástica. A segunda parte trata de instabilidade em escoamento bidimensional, onde é dado um enfoque teórico através de uma formulação já conhecida, baseada nos coeficientes de drapejamento e na função circulatória de Theodorsen. A última parte apresenta o Método da Decomposição Modal e descreve a formulação para sua utilização.

### 2.1 Respostas das estruturas ao vento

O efeito integrado de pressões externas de vento pode ser convenientemente separado em duas componentes: média e flutuante. A componente média das forças independente do tempo, e não apresenta problemas para o seu tratamento. Entretanto, as componentes dinâmicas merecem um tratamento especial, pois as flutuações de pressão são dependentes tanto do espaço como do tempo, e portanto a integração direta não pode ser usada. Além disso, existe o problema de interação fluido-estrutura, e a resposta dinâmica pode estar acoplada com questões de projetos especiais, como problemas de desconforto aos usuários das estruturas.

As origens das forças dinâmicas podem normalmente ser remetidas a um ou vários dos seguintes fenômenos em associação:

- a. Efeitos de Martelamento devido a turbulência, quer pela turbulência atmosférica, quer por turbulência da esteira de um corpo situado a barlavento;

- b. Forças devido ao desprendimento de vórtices da estrutura, agindo sobre a estrutura após os pontos de separação;
- c. Forças aeroelásticas induzidas pelo movimento da estrutura sob ação do vento.

Neste trabalho, são de interesse particularmente aquelas forças descritas no item c, que são derivadas da interação fluido-estrutura.

Pode-se descrever os efeitos produzidos pelo vento através de uma tabela, onde se pode dividir os problemas ocasionados pelo vento nas estruturas em duas categorias: efeitos estáticos e efeitos dinâmicos.

**Tab. 2.1 - Efeitos de vento nas estruturas [Brito, 1995]**

Estático	Efeito dos valores médios dos esforços do vento		
	Instabilidade Estática	Divergência	Flambagem lateral
Dinâmico	Instabilidade Dinâmica	Galope	Drapejamento
		Excitação por vórtices	
		Resposta devido à turbulência (rajadas, martelamento)	

### 2.1.1 Galope

Refere-se a vibração da estrutura em um único grau de liberdade, transversal ao escoamento e induzida por este. Em geral, o fenômeno do galope é uma instabilidade típica de estruturas esbeltas, leves e flexíveis, tendo formas especiais de seção transversal, como seções retangulares ou em D (semi-círculo). Estas estruturas podem exibir grandes amplitudes de oscilação na direção transversal ao escoamento em frequências que são muito menores que aquela do desprendimento de vórtices da mesma seção. A medida que a velocidade do escoamento aumenta, cresce também a amplitude de vibração.

As principais características deste tipo de instabilidade são [Blessmann, 1998]:

- Intensidade violenta;
- Aparecimento súbito, a partir de uma velocidade de disparo (“*onset velocity*”), a qual varia de modo aproximadamente linear com o amortecimento da estrutura;
- Aumento da amplitude com a velocidade do vento, sem uma velocidade limite;

- Movimento oscilatório em modo simples (desacoplado), perpendicular ao vetor de velocidade média do vento.

Embora envolva vibração da estrutura, a experiência mostra que o conhecimento dos coeficientes médios de arrasto e de sustentação é suficiente como base para uma descrição analítica satisfatória do fenômeno de galope, ou seja, o galope é governado essencialmente por forças quase-estáticas.

### 2.1.2 Drapejamento

Embora tenha sua origem em um mecanismo aeroelástico similar àquele que dá origem ao galope, o fenômeno de drapejamento clássico difere do caso anterior principalmente pelo fato de ser geralmente produzido pela interação entre um modo de torção e um de translação, isto é, dois graus de liberdade, enquanto que o galope envolve apenas um grau de liberdade. É provável que o drapejamento, em praticamente todos os casos, envolva aerodinâmica não-linear. Entretanto, é possível em certos casos tratar o problema com sucesso através de aproximações analíticas lineares, através de duas condições que permitem uma análise do fenômeno baseada nas considerações padrões de estabilidade de sistemas elásticos. A primeira delas é que usualmente as estruturas de suporte são tratadas como linearmente elásticas e estas ações dominam a forma da resposta, e a segunda é devido à condição inicial, a qual pode ser tratada como de pequenas amplitudes, que separa os regimes estável e instável.

É característica do drapejamento, como oscilação auto-excitada, que o sistema estrutural por meio de suas deflexões e derivadas no tempo altere a energia do escoamento [Simiu e Scanlan, 1978], podendo as oscilações do sistema decaírem ou divergirem de acordo com a energia dissipada pelo sistema através do amortecimento mecânico. A linha divisória teórica entre os casos decrescente e divergente é denominada de condição crítica de drapejamento.

As equações de drapejamento para o caso de corpos rombudos em escoamento bidimensional, obtidos a partir da analogia com o aerofólio, são apresentadas no item 2.2.

### 2.1.3 Excitação por vórtices

Em corpos de forma não-aerodinâmica imersos em um escoamento aparecem desprendimentos alternados de vórtices, a partir de certos números de Reynolds. Conhecidos

como Vórtices de von Kármán, este desprendimento, que apresenta frequência bem definida, dá origem a forças periódicas oblíquas à direção da velocidade média do vento. As componentes laterais destas forças tendem a produzir oscilações laterais na direção em que agem, fenômeno este comum em estruturas de seção prismática, cilíndricas ou de forma similar, ou ainda de arestas vivas, onde é mais intensa a excitação pelo desprendimento.

Sob a ação de desprendimento de vórtices em sua esteira um cilindro oscilará periodicamente, mas esta oscilação terá pequenas amplitudes, a menos que a frequência de Strouhal das pressões alternadas aproxime-se da frequência natural da estrutura, quando se originam grandes oscilações e o corpo começa a interagir com o escoamento. Neste ponto, observa-se que a frequência fundamental do corpo controla o fenômeno de desprendimento de vórtices. Este controle é conhecido como “*lock in*”.

A velocidade crítica para o desprendimento de vórtices para uma estrutura pode ser obtida através da relação de Strouhal ( $S_t$ ):

$$\frac{f \cdot D}{V_0} = S_t \quad (2.1)$$

onde  $f$  é a frequência fundamental da estrutura;  $D$  é uma dimensão característica e  $V_0$  é a velocidade média do vento.

#### 2.1.4 Martelamento

O martelamento é definido como um carregamento variável de uma estrutura pelas flutuações de velocidade do escoamento incidente [Simiu & Scanlan, 1978]. Para alguns casos de martelamento pela turbulência incidente, desenvolvida em um escoamento atmosférico sobre terreno relativamente homogêneo, é possível modelar a resposta de estruturas que exibem ou não interação aeroelástica com as forças de vento para as forças originadas por este fenômeno.

Uma estrutura situada na esteira de poucas edificações semelhantes pode estar sujeita aos turbilhões gerados por estas estruturas, com uma frequência predominante. A este fenômeno se dá o nome de martelamento de esteira.

Assim, para o martelamento, tem-se uma força excitadora periódica que causará efeitos dinâmicos de maior ou menor intensidade. Estes efeitos podem atingir grandes va-

lores quando uma das freqüências naturais da edificação coincidir com a freqüência dominante nos turbilhões gerados nos obstáculos de barlavento. Também influenciará na vibração a intensidade de turbulência do vento incidente.

Jakobsen & Hansen [1995] utilizam o Método de Identificação de Sistemas para determinar os coeficientes aerodinâmicos relacionados ao martelamento. Este método baseia-se na resposta dinâmica da estrutura para determinar os coeficientes aerodinâmicos.

### 2.1.5 Resposta a rajadas

Uma maneira de considerar o efeito do martelamento na resposta de estruturas sujeitas à turbulência atmosférica é através de uma teoria baseada em métodos estatísticos, na qual uma de suas principais propriedades é usar as funções de aceitação conjunta ("*joint acceptance functions*"), como ilustrada nas figuras 2.1 a 2.3. Isto permite incorporar diferentes tipos de resposta através do uso de linhas de influência, a consideração da correlação espacial e o espectro de energia da velocidade do vento, e o efeito de modos de vibração mais altos no cálculo da resposta da estrutura a cargas de vento [Loredou-Souza e Davenport, 1998].

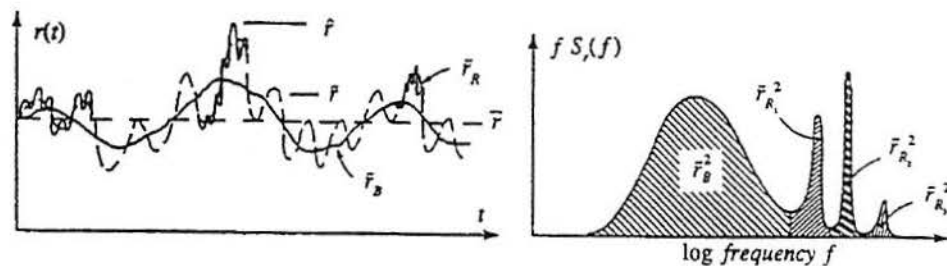


Fig. 2.1 - Resposta de estrutura a vento: (a) Histórico no tempo; (b) Espectro de potência

Para propósitos de projeto, a resposta dinâmica de pico  $\hat{r}$  pode ser expressa como:

$$\hat{r} = \bar{r} + g\tilde{r} \quad (2.2)$$

onde  $\bar{r}$  é a resposta média;  $\tilde{r}$  é o valor quadrático médio (RMS) da resposta flutuante;  $g$  é fator de pico estatístico.

A resposta flutuante pode ser subdividida em duas componentes distintas: a resposta "*background*", cuja energia está espalhada sobre uma banda larga no intervalo de

baixas frequências, e a resposta ressonante, que consiste de uma série de picos de energia altamente concentrados, nas frequências naturais da estrutura. A resposta flutuante média quadrática total pode ser calculada como a soma da resposta "background" somada à contribuição de cada modo de vibração significativa, conforme mostra a expressão (2.3).

$$\tilde{r} = \sqrt{\tilde{r}_B^2 + \sum \tilde{r}_{Rj}^2} \quad (2.3)$$

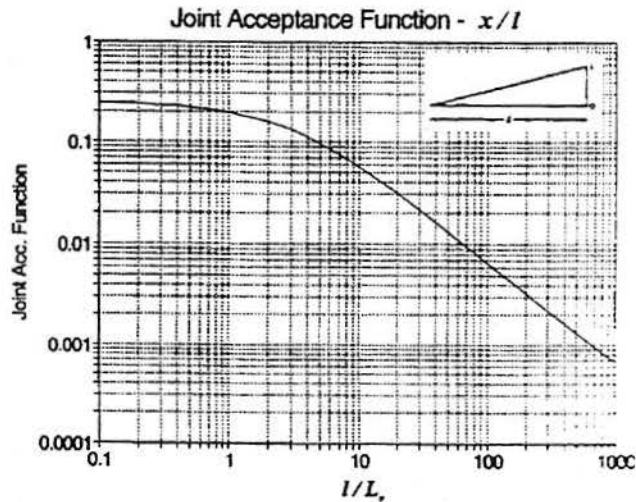


Fig. 2.2 - Função de aceitação conjunta para resposta "background"

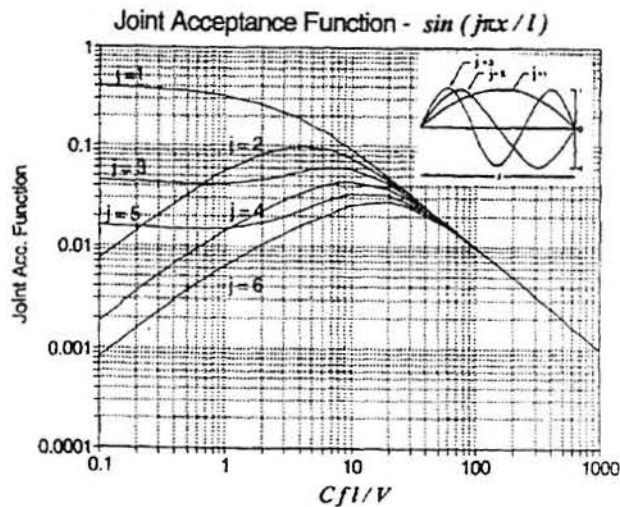


Fig. 2.3 - Função de aceitação conjunta para resposta ressonante

As respostas média, de "background" e ressonantes podem ser calculadas de acordo com as expressões (2.4):

$$\begin{aligned}
\bar{r} &= \int_0^l \frac{1}{2} \rho_{ar} V_0^2 d C_D i(x) dx \\
\tilde{r}_B^2 &= (2q C_D d I_v)^2 \int_0^l \int_0^l e^{-|\Delta x|/L_v} i(x) i(x') dx dx' \\
\tilde{r}_{Rj} &= \frac{\sqrt{\pi f_j S_Q(f_j)} \int_0^l m(x) \phi_j(x) i(x) dx}{\sqrt{4(\zeta_{aj} + \zeta_s)} \int_0^l m(x) \phi_j^2(x) dx}
\end{aligned} \tag{2.4}$$

onde

$$f_j S_Q(f_j) = (2q C_D d I_v)^2 \frac{f_j S_v(f_j)}{\sigma_v^2} \int_0^l \int_0^l e^{-c|\Delta x|f/V} \phi_j(x) \phi_j(x') dx dx'$$

sendo  $S_v(f)$  a densidade espectral da velocidade horizontal do vento a uma altura de referência;  $C_D$  é o coeficiente de arrasto;  $d$  é o diâmetro do cabo;  $\rho_{ar}$  é a massa específica do ar;  $l$  é o comprimento do cabo;  $V_0$  é a velocidade média do vento;  $I_v$  é a intensidade de turbulência;  $q = \frac{1}{2} \rho_{ar} V_0^2$  é a pressão dinâmica;  $L_v$  é o comprimento de escala transversal de turbulência;  $m(x)$  é a massa por unidade de comprimento do cabo;  $\phi_j(x)$  é a forma modal;  $f_j$  é a frequência natural do  $j$ -ésimo modo e  $i(x)$  é uma função de influência.

## 2.2 Instabilidade em escoamento bidimensional:

O escoamento bidimensional distingue-se pela condição de que todas as propriedades e características do escoamento são função de duas coordenadas cartesianas e do tempo [Shames, 1973]. Levando-se em consideração a forma das estruturas sobre as quais incide o escoamento, diz-se que o escoamento é bidimensional quando se tem estruturas de comprimento idealmente infinito, ou seja, uma das dimensões é muito maior que as outras (como aerofólios, pontes, represas,...).

Com o movimento da estrutura no escoamento, e com a turbulência existente, a força de sustentação, o momento induzido pelo movimento e a força de arrasto resultantes na estrutura podem ser decompostas em duas partes majoritárias: as forças auto-excitadas e as forças de martelamento (“buffeting”) [Scanlan, 1993]:

$$\begin{aligned}
L &= L_{ae} + L_b \\
M &= M_{ae} + M_b \\
D &= D_{ae} + D_b
\end{aligned}
\tag{2.4}$$

onde  $L$  é a força de sustentação ("lift");  $M$  é o momento perpendicular ao plano de deslocamento;  $D$  é a força de arrasto ("drag").

As expressões para a parcela de forças devido ao martelamento são escritas na forma quase-estática como [Scanlan, 1997]:

$$\begin{aligned}
L_b &= \frac{1}{2} \rho_{ar} B V_0^2 \left\{ 2C_L(\alpha) \frac{u(t)}{V_0} + [C_L'(\alpha) + C_D(t)] \frac{w(t)}{V_0} \right\} \\
M_b &= \frac{1}{2} \rho_{ar} B^2 V_0^2 \left\{ 2C_M(\alpha) \frac{u(t)}{V_0} + C_M'(\alpha) \frac{w(t)}{V_0} + C_M(t) \right\} \\
D_b &= \frac{1}{2} \rho_{ar} B V_0^2 \left\{ 2C_D(\alpha) \frac{u(t)}{V_0} + C_D'(\alpha) \frac{w(t)}{V_0} \right\}
\end{aligned}
\tag{2.5}$$

onde  $L_b$ ,  $M_b$  e  $D_b$  são as parcelas devido ao martelamento;  $B$  é a dimensão característica do corpo, perpendicular à direção do vento;  $\rho_{ar}$  é a massa específica do ar;  $V_0$  é a velocidade média do vento;  $\alpha$  é o ângulo de incidência do vetor de velocidade média do vento;  $C_L$ ,  $C_M$  e  $C_D$  são os coeficientes aerodinâmicos de sustentação, de momento e de arrasto da estrutura, e  $C_L'$ ,  $C_M'$ , e  $C_D'$  são as derivadas destes coeficientes em relação ao ângulo de incidência  $\alpha$ ;  $u(t)$ ,  $v(t)$  e  $w(t)$  são as componentes flutuantes da velocidade do vento nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$ , sendo  $x$  a direção paralela ao escoamento, e  $y$  e  $z$  as direções perpendiculares ao eixo  $x$ .

As parcelas das forças auto-excitadas são expressas em função dos coeficientes aerodinâmicos de drapejamento [Scanlan, 1993]:

$$\begin{aligned}
L_{ae} &= \frac{1}{2} \rho_{ar} B V_0^2 \left( KH_1^* \frac{\dot{h}}{V_0} + KH_2^* \frac{B\dot{\theta}}{V_0} + K^2 H_3^* \alpha + K^2 H_4^* \frac{h}{B} \right) \\
M_{ae} &= \frac{1}{2} \rho_{ar} B^2 V_0^2 \left( KA_1^* \frac{\dot{h}}{V_0} + KA_2^* \frac{B\dot{\theta}}{V_0} + K^2 A_3^* \alpha + K^2 A_4^* \frac{h}{B} \right) \\
D_{ae} &= \frac{1}{2} \rho_{ar} B V_0^2 \left( KP_1^* \frac{\dot{p}}{V_0} + KP_2^* \frac{B\dot{\theta}}{V_0} + K^2 P_3^* \alpha + K^2 P_4^* \frac{p}{B} \right)
\end{aligned}
\tag{2.6}$$



onde  $L_{ae}$ ,  $M_{ae}$  e  $D_{ae}$  são as parcelas auto-excitadas;  $K$  é a frequência reduzida, dada por  $K = \frac{b\omega}{V_0}$ , sendo  $\omega$  a frequência natural da estrutura;  $H_i^*$ ,  $A_i^*$  e  $P_i^*$  são os coeficientes adimensionais de drapejamento das parcelas aeroelásticas da força de sustentação, momento e força de arrasto da estrutura, respectivamente;  $p$ ,  $h$  e  $\theta$  são os deslocamentos da estrutura nas direções  $x$ ,  $y$  e rotação em torno do eixo  $z$ .

As equações descritas para o arrasto ( $D$ ) não são extensivamente aplicadas, mas podem ser importantes no caso de pontes com fortes oscilações laterais. Os coeficientes  $H_i^*$  e  $A_i^*$  das parcelas de força auto-excitadas são citados na literatura como coeficientes de drapejamento ("*flutter derivatives*"), e podem ser determinados através de ensaios em túneis de vento, como descrito por Scanlan e Tomko [1971]. Estes coeficientes estão relacionados ao movimento da estrutura no escoamento, e podem ser determinados teoricamente através da função circulatoria de Theodorsen [Theodorsen, 1934].

A equação de movimento de um corpo sujeito a vento é então escrita como:

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + [K]\{X\} = \{F\}_{ae} + \{F\}_b \quad (2.7)$$

Descrevendo agora as forças de vento apenas como função da parcela auto-excitada, ou seja, considerando apenas a influência da interação fluido-estrutura, visto que a componente devido ao martelamento é função apenas das características do vento, conforme pode-se observar na equação (2.5), a equação de movimento da estrutura submetida a um escoamento de ar pode ser escrita como:

$$[M]\{\ddot{X}\} + [C]\{\dot{X}\} + [K]\{X\} = \{F\}_{ae} \quad (2.7.a)$$

A formulação dos coeficientes de drapejamento é aplicada a estruturas em escoamentos bidimensionais. No caso de estruturas sujeitas a escoamentos tridimensionais, como estruturas de cúpulas e telhados, as condições teóricas impostas não são mais obedecidas, e os coeficientes acima descritos já não são mais válidos. Estes coeficientes apresentam forma conhecida para estruturas mais usuais. Scanlan e Tomko [1971] fazem uma análise destes coeficientes para diversas formas de seção transversal de pontes, comparando com os

resultados obtidos para o aerofólio fino, para o qual são válidas as expressões baseadas na função circulatória de Theodorsen.

Agar [1991] apresenta uma técnica numérica para prever a velocidade do vento na qual começam os efeitos de instabilidade por drapejamento, através da técnica de síntese modal. O carregamento da estrutura devido ao vento é escrito da forma:

$$\{F_{aero}\}_{ae} = [A]\{X\} + [B]\{\dot{X}\} \quad (2.8)$$

onde  $\{F_{aero}\}_{ae}$  é o vetor de forças aerodinâmicas auto-excitadas, e  $[A]$ ,  $[B]$  são as matrizes dos coeficientes de drapejamento, tal como foi descrito anteriormente.

Introduzindo (2.8) em (2.7.a), e aplicando a técnica da síntese modal, chega-se à expressão:

$$\{\ddot{\phi}\} + [C^*]\{\dot{\phi}\} + [K^*]\{\phi\} = \{0\} \quad (2.9)$$

onde:

$$[C^*] = [\Phi]^T ([C] - [B])[ \Phi]$$

$$[K^*] = [\Omega] - [\Phi]^T [A][ \Phi]$$

sendo  $[ \Phi ]$ : matriz modal contendo  $m$  modos

$[ \Omega ]$ : matriz diagonal contendo  $m$  frequências naturais,  $\omega_i^2$ .

Resolvendo-se o problema de autovalores e autovetores de (2.9), o início da instabilidade de drapejamento ocorre na menor velocidade do vento para o qual pelo menos um dos autovalores é complexo com parte real nula, o que significa que o amortecimento da estrutura se anulou, levando à amplificação das amplitudes de vibração, o que ocasiona a instabilidade da estrutura.

Diana et al. [1995] também aplicam uma aproximação modal para a determinação do comportamento de um modelo de ponte estudado, colocando as equações de movimento também em função das matrizes de amortecimento e rigidez aerodinâmicas, as quais são função do ângulo de ataque e da velocidade reduzida. Uma avaliação da influência da turbulência nos parâmetros aerodinâmicos é também realizada. O estudo é feito em intervalos

de frequências, e a resposta final é dada pela superposição da resposta de frequência mais baixa com as variações das matrizes aerodinâmicas devidas às frequências mais altas.

Um outro método de determinação de parâmetros aeroelásticos é apresentado por Jakobsen e Hansen [1995], aplicável também a respostas de martelamento, e também por Sarkar et al. [1994], que propõem um método de medida mais precisa e mais simples dos coeficientes de drapajamento, baseado em um sistema de identificação (ITD - Ibrahim Time Domain), o qual é denominado pelo autor de método MITD (Modified Ibrahim Time Domain). Em resumo, este método baseia-se na hipótese que não há excitações externas agindo no sistema, sendo as forças auto-excitadas encaradas como forças internas do sistema.

Algumas técnicas existentes para identificação dos coeficientes aerodinâmicos devido à interação fluido-estrutura são [Sarkar et al., 1992]:

- a. *Dedução dos coeficientes cruzados de drapajamento*: O modelo da ponte em dois graus de liberdade é ensaiado em túnel de vento, supondo primeiramente um grau de liberdade livre e outro restrito, obtendo-se assim os coeficientes relacionados a este grau de liberdade, efetuando-se o mesmo para o outro grau de liberdade. Após a obtenção destes resultados, os coeficientes cruzados são obtidos a partir dos coeficientes dos movimentos isolados [Scanlan e Tomko, 1971]
- b. *Métodos de Identificação de Sistemas (SID)*:
  - i) Método do decremento logarítmico: Baseia-se em estimar os parâmetros da resposta de um dos graus de liberdade em isolado, supondo a resposta deste como um harmônico amortecido. O mesmo é feito para o outro grau de liberdade, obtendo-se assim os coeficientes aerodinâmicos associados.
  - ii) Método dos mínimos quadrados não-linear: É baseado em uma expansão em série de Taylor dos parâmetros das matrizes em torno de estimativas iniciais destas.
  - iii) Método dos Mínimos Quadrados Ordinários (OSL) e Método de Instrumental Variável (IV): Ambos utilizam métodos de estimativa através de formas modais e vetores de estado. Outro método de identificação de sistemas é descrito em Yamada et al. [1992].
- c. *Método Ibrahim no Domínio do Tempo (ITD)*: Este método é apropriado para histórias de tempo de testes de vibrações livres que são senóides de amplitudes decrescentes.

d. *Método MITD*: Já citado anteriormente, o método é melhor apresentado em Sarkar et al. [1992]. É baseado na filosofia do Método do Instrumental Variável aplicado ao Método Ibrahim do Domínio do Tempo.

Nos trabalhos que estudam a influência da turbulência nos coeficientes de drapejamento, verifica-se que os efeitos da turbulência do escoamento sobre os coeficientes de drapejamento não são significativos, sendo às vezes até benéficos, reduzindo os valores dos coeficientes, aumentando assim o valor da velocidade crítica, adiando, portanto, o fenômeno de instabilidade [Scanlan, 1997].

Komatsu & Kobayashi [1978], propõem em seu trabalho um procedimento experimental para determinação das forças aerodinâmicas, para movimentos desacoplados e acoplados de graus de liberdade distintos. Desenvolvem-se expressões para as forças de sustentação no caso de um grau de liberdade, as quais podem ser aplicadas tanto para translação como para rotação puras, assim como para movimento acoplado. As forças são obtidas através dos registros de deslocamento ou aceleração do corpo, e as constantes físicas são determinadas através das equações de equilíbrio em cada instante  $t$ , estimadas pelo método dos mínimos quadrados. Os métodos experimentais propostos para avaliar as forças aerodinâmicas indicados pelo autor são a oscilação livre, oscilação forçada e a medida direta de pressão do vento.

Brito e Riera [1995a, 1995b] propõem em seus trabalhos um método para determinar os coeficientes aerodinâmicos devido a interação fluido-estrutura, válida para escoamentos bidimensionais, baseado na teoria quase-estática. Por esta teoria, a velocidade de escoamento e o ângulo de incidência deste apresentam pouca variação com o tempo, podendo-se escrever as expressões para a força, com corpo em movimento, na forma:

$$\begin{aligned} F_x &= \frac{1}{2} \rho_{ar} V_\theta^2 b C_x(\alpha, \dot{\theta}) \\ F_y &= \frac{1}{2} \rho_{ar} V_\theta^2 b C_y(\alpha, \dot{\theta}) \\ M &= \frac{1}{2} \rho_{ar} V_\theta^2 b^2 C_M(\alpha, \dot{\theta}) \end{aligned} \quad (2.10)$$

onde  $C_x(\alpha, \dot{\theta})$ ,  $C_y(\alpha, \dot{\theta})$  e  $C_M(\alpha, \dot{\theta})$  são os coeficientes aerodinâmicos, que podem ser obtidos experimentalmente através de ensaios em túnel de vento, expressos em função do ângulo de ataque e da velocidade do corpo.

Linearizando-se as equações (2.10) em função dos deslocamentos  $p$ ,  $h$  e  $\theta$ , do corpo imerso no escoamento, e expandindo-se os coeficientes aerodinâmicos em série de Taylor em torno de um ângulo de referência  $\bar{\alpha}$ , após algumas simplificações e rearranjos, pode-se escrever as forças atuantes sobre a estrutura em forma matricial, como:

$$\begin{Bmatrix} F_x \\ F_y \\ M \end{Bmatrix} = \frac{1}{2} \rho_{ar} b V_0^2 \begin{Bmatrix} C_D \\ C_L \\ C_M \end{Bmatrix} + \frac{1}{2} \rho_{ar} b V_0^2 [A] \begin{Bmatrix} p \\ h \\ \theta \end{Bmatrix} + \frac{1}{2} \rho_{ar} b V_0^2 [B] \begin{Bmatrix} \dot{p} \\ \dot{h} \\ \dot{\theta} \end{Bmatrix} \quad (2.11)$$

onde as matrizes  $[A]$  e  $[B]$  são as matrizes que contêm os coeficientes aerodinâmicos que dão origem aos efeitos de interação fluido-estrutura, e  $C_D$ ,  $C_L$  e  $C_M$  são os coeficientes de força médios. O produto entre estas matrizes e os vetores de deslocamentos e velocidades resultam nas forças de rigidez e amortecimento aerodinâmicas, respectivamente.

Para estruturas como o aerofólio fino, estas matrizes podem ser escritas em função dos coeficientes de drapejamento  $H_i^*$  e  $A_i^*$ , citados anteriormente. Fazendo  $F_x = cte$ , a equação (2.9) traduz então o caso clássico de escoamento bidimensional, e pode-se comparar os resultados obtidos para os coeficientes de drapejamento na determinação de forças aerodinâmicas para escoamento bidimensional, entre os valores obtidos através da equação (2.11) e aqueles obtidos através das expressões (2.6).

Em estruturas como cúpulas de cobertura, o escoamento é tridimensional, envolvendo completamente a estrutura, ao contrário do que acontece em corpos alongados, onde o escoamento envolve apenas duas das dimensões do corpo. Para estas estruturas não se aplica a teoria do aerofólio, com seus coeficientes de drapejamento, para a determinação das forças atuantes devido a interação fluido-estrutura, como descrito na equação (2.6), pelo fato da teoria acima citada ser mais válida.

A determinação de coeficientes de pressão em cúpulas esféricas dizem respeito, em sua maioria, a valores de pressão média, investigando-se os efeitos das características do fluido e da rugosidade da superfície do domo [Maher, 1965], [Blessmann, 1971]. Estes resultados fornecem fórmulas empíricas para estimar as cargas de projeto devido ao vento, mas os efeitos da resposta dinâmica não são considerados. Taylor [1991] também apresenta um estudo de pressões de vento em cúpulas semi-esféricas, discutindo a influência da intensidade de turbulência sobre as pressões média e de pico e desvio padrão das pressões.

### 2.3 O Método da Decomposição Modal

A técnica denominada Método da Decomposição Modal (“*Proper Orthogonal Decomposition*”) extrai formas modais ortogonais de um conjunto de distribuições pela solução de um problema de autovalores, formado pela covariância média entre os pontos nas distribuições de pressão devido ao vento na superfície de um corpo.

Esta técnica fornece duas componentes independentes para descrever o comportamento de distribuições de pressão, isto é, as amplitudes e as distribuições espaciais na forma de funções ortonormais. As funções ortonormais são uma componente determinística a qual se aplica a todos os elementos no conjunto e dá informações sobre as distribuições espaciais básicas entre todos os elementos do conjunto.

A primeira aplicação deste método é em geral atribuída a Armit, em 1968, quando estudava as pressões sobre torres de resfriamento em escala real. Armit considerou as pressões flutuantes sobre a circunferência da torre como uma série de funções de coordenadas angulares e do tempo. Estas coordenadas angulares podem ser consideradas como coordenadas espaciais gerais para outros casos, conforme está descrito a seguir.

Sejam  $p_i(x_i, y_i, t)$  as pressões instantâneas devidas ao vento que atuam sobre a superfície de um corpo, na posição  $(x_i, y_i)$ . A representação destas pressões pode ser escrita na forma:

$$p(x_i, y_i, t) = \sum_{j=1}^N a_j(t) \cdot p_j(x_i, y_i) \quad (2.12)$$

Das infinitas escolhas possíveis para os modos  $p_j(x_i, y_i)$ , pode-se demonstrar que elas deveriam ser ortogonais, ou seja,

$$\int_{\text{superfície}} p_m(x, y) \cdot p_n(x, y) dx dy = 0, \quad \text{para } m \neq n \quad (2.13)$$

E que as funções dependentes do tempo devem ser mutuamente não-correlacionadas, ou seja:

$$E\{a_m(t)a_n(t)\} = 0, \quad \text{para } m \neq n \quad (2.14)$$

Com estas hipóteses, as formas modais  $p_j(x_i, y_i)$  são, de fato, autovetores, com os autovalores  $E\{a_j^2(t)\}$ , de uma equação integral. Quando tais integrais se aproximam de somas finitas, Armitz mostrou que os autovetores e autovalores eram aqueles da matriz de covariância das pressões flutuantes, assim como a soma dos autovalores é igual a soma das médias quadradas das pressões flutuantes sobre a superfície [Holmes, 1990]. Esta observação foi usada por vários outros pesquisadores, e os resultados mostraram que, para todas as estruturas, ou corpos não-aerodinâmicos, investigados, a soma dos primeiros quatro autovalores contém ao menos 85% da energia total da pressão, conforme pode ser observada na tabela 2.2, retirada do referido trabalho.

**Tab. 2.2 – Contribuição dos principais modos para a energia de pressão total (Holmes, 1990)**

<i>Estrutura</i>	<i>Contribuição para energia total da pressão (%)</i>		<i>Causas físicas identificadas</i>
	<i>Primeiro autovalor</i>	<i>Quatro primeiros autovalores</i>	
<i>Torre de resfriamento em escala real [Armitz, 1968]</i>	51	85	Turbulência incidente
<i>Cilindro circular bidimensional – Escoamento suave:</i>	76	93	Desprendimento de Vórtices
<i>Escoamento turbulento [Tunstall, 1970]</i>	73	88	
<i>Cilindro circular bidimensional – Escoamento suave:</i>	80	93	Desprendimento de vórtices
<i>Escoamento turbulento [Lee, 1975]</i>	76	92	
<i>Modelo de uma casa [Best e Holmes, 1983]</i>	71	98	Turbulência incidente
<i>Modelo de Edifício alto [Kareem e Cemerk, 1984]</i>	55	95	Desprendimento de Vórtices
<i>Modelo de silo circular [MacDonald, 1987]</i>	41	90	Turbulência incidente – longitudinal, lateral
<i>Modelo de Pavilhão industrial [Holmes, 1990]</i>	65	95	Turbulência incidente

Para certos casos, os autovalores  $E\{a_j^2(t)\}$  são ligeiramente decrescentes, de modo que a soma expressa na equação (2.12) é limitada, podendo-se então adotar um número de termos  $M \ll N$ , reduzindo o esforço computacional necessário para a determinação dos autovalores, e posterior reconstituição do vetor de pressões, sem perda significativa de precisão.

A vantagem do Método da Decomposição Modal torna-se mais visível no caso de estruturas que apresentem variações temporais ou espaciais nas pressões de maneira substancial, bem como quando a estrutura é linear e a amplificação dinâmica ressonante é de menor importância dentro da resposta da estrutura. Apesar desta restrição, este método já foi empregado anteriormente na avaliação de efeitos dinâmicos em estruturas [Uematsu et al., 1997], [Kikuchi et al., 1997].

Uematsu et al. [1997] apresentam em seu trabalho uma avaliação dos coeficientes de pressão média e valores quadráticos médios (*rms* – “*root mean square*”) de tipos de cúpulas diferentes. É apresentada também uma análise numérica através do método dos elementos finitos. A equação de movimento é a mesma que a (2.7.a), sendo o vetor de cargas obtidos a partir do produto da pressão de vento na localização do nó e a área atribuída a este nó. A distribuição da pressão do vento é obtida através do Método da Decomposição Modal:

$$p(\theta_i, \phi_j, t) = \sum_k a_k(t) b_k(\theta_i, \phi_j) \quad (2.15)$$

onde  $a_k(t)$  são os coeficientes de expansão da equação.

O fator de convergência do método também é um ponto importante para a aplicação do método. Em alguns casos, o método torna-se de difícil convergência, fazendo com que a eficiência do método seja reduzida, já que seria necessário considerar muitos modos de pressão para se obter uma resposta satisfatória, não se justificando a aplicação do método [Rocha et al., 1998]. Por exemplo, para funções com alto grau de correlação, somente uns poucos termos na expansão em série são requeridos para extrair as distribuições dominantes, tornando a utilização do método viável, apresentando resultados satisfatórios.

### 2.3.1 Descrição do Método da Decomposição Modal

Seja  $\vec{p}(t) = [p_1(t), p_2(t), \dots, p_n(t)]$  o vetor de séries de pressões no tempo devidas ao vento medidas em  $n$  pontos dados de uma superfície, em geral testes em túnel de vento em modelos de escala reduzida. Seja ainda  $\vec{\mu}_p = [\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_n]$  o vetor associado às pressões médias do vento. Na prática, por exemplo, se são realizados testes em túnel de vento, as informações sobre o segundo momento estatístico estão disponíveis na forma da matriz de covariância [Rocha et al., 1998]:



$$[C_p] = [S_p][R_p][S_p]^T \quad (2.16)$$

onde

$$[S_p] = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & \sigma_2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & \sigma_n \end{bmatrix}, \quad [R_p] = \begin{bmatrix} I & \rho_{12} & \cdots & \rho_{1n} \\ \rho_{21} & I & \cdots & \rho_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \rho_{n1} & \rho_{n2} & \cdots & I \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

são a matriz diagonal de desvios padrões de pressões de vento e a matriz simétrica de coeficientes de correlação, respectivamente. É importante estar atento a que os coeficientes de correlação acima são definidos para um intervalo de tempo nulo, ou seja,

$$C_{p,\dot{y}} = \rho_{\dot{y}} \sigma_i \sigma_j = E\{p_i(t) - \mu_i, p_j(t) - \mu_j\} = E\{p_i(t)p_j(t)\} - \mu_i \mu_j \quad (2.18)$$

A matriz de coeficientes de correlação pode agora ser submetida à chamada decomposição ortogonal, que é realizada pela solução do problema de autovalores e autovetores, dado por:

$$[R_p]\bar{z}_j = \lambda_j \bar{z}_j \quad (2.19)$$

o qual tem  $n$  soluções  $(\lambda_j, \bar{z}_j)$ , para  $j = 1, 2, \dots, n$ , usadas para montar as matrizes:

$$[A_p] = \begin{bmatrix} \sqrt{\lambda_1} & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & \sqrt{\lambda_2} & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & \sqrt{\lambda_n} \end{bmatrix}, \quad [Z_p] = \begin{bmatrix} z_{11} & z_{12} & \cdots & z_{1n} \\ z_{21} & z_{22} & \cdots & z_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ z_{n1} & z_{n2} & \cdots & z_{nn} \end{bmatrix}$$

Sendo  $[A_p]$  a matriz diagonal da raiz quadrada dos autovalores,  $\lambda_j$ , e  $[Z_p]$  a matriz cuja colunas são os autovetores ortonormais correspondentes,  $\bar{z}_j$ . Pode-se mostrar que estas matrizes podem ser usadas para reconstituir a matriz de correlação como:

$$[R_p] = ([Z_p][A_p])([Z_p][A_p])^T \quad (2.20)$$

Ou opcionalmente a matriz de covariância como:

$$[C_p] = ([S_p][Z_p][A_p])([S_p][Z_p][A_p])^T \quad (2.21)$$

Realizando-se as multiplicações matriciais na expressão (2.21), a expressão para um termo genérico da matriz de covariância é obtida como:

$$c_{p,ij} = \sigma_i \sigma_j \sum_{k=1}^n \lambda_k z_{ik} z_{jk} \quad (2.22)$$

Neste ponto é possível introduzir a justificativa do Método da Decomposição Modal. Assumindo que os autovalores (e os autovetores correspondentes) foram organizados em ordem decrescente,  $\lambda_1 \geq \lambda_2 \geq \dots \geq \lambda_n$  (sob certas condições, pode-se observar que os autovalores são rapidamente decrescentes), isto implica que a soma na equação (2.22) poderia ser limitada, com um certo erro, a um número pequeno de termos  $m \ll n$ . Este fato pode ser usado para simplificar consideravelmente a análise estrutural para cargas de vento, conforme pode ser visto a seguir.

Inicialmente, considere-se a possibilidade de representar qualquer elemento no vetor de pressões de vento,  $\bar{p}(t)$ , na forma desacoplada (ver eq. 2.15):

$$p_i(t) = \mu_i + \sum_{k=1}^n a_k(t) b_{ik}, \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (2.23)$$

onde  $a_k(t)$  são dependentes do tempo e  $b_{ik}$  são dependentes da posição, apenas. Se os processos  $a_k(t)$  são ortogonais, isto é, se  $E\{a_i(t)a_j(t)\} \equiv 0$  para todo  $i \neq j$ , então o segundo momento estatístico cruzado dos processos  $p_i(t)$  pode ser avaliado como:

$$E\{p_i(t)p_j(t)\} = \mu_i \mu_j + \sum_{k=1}^n b_{ik} b_{jk} E\{a_k^2(t)\} \quad (2.24)$$

Agora, levando em consideração a equação (2.18) e comparando as equações (2.22) e (2.24), pode-se concluir que:

$$\begin{aligned} E\{a_k(t)\} &= 0 \\ E\{a_k^2(t)\} &= \lambda_k \\ b_{ik} &= \sigma_i z_{ik} \end{aligned} \quad (2.25)$$

Em segundo lugar, assume-se que a superfície sujeita a pressão do vento não apresenta resposta dinâmica significativa, e que a análise linear estática constitui uma solução adequada. Neste caso, qualquer resposta estrutural  $d(t)$  pode ser representada como:

$$d(t) = \sum_{i=1}^n \varphi_i p_i(t) \quad (2.26)$$

em que  $\varphi_i$  são os fatores de conversão de pressão para resposta. Substituindo a equação (2.23), tem-se:

$$d(t) = \sum_{i=1}^n \varphi_i \mu_i + \sum_{k=1}^n a_k(t) \sum_{i=1}^n \varphi_i b_{ik} = \mu_d + \sum_{k=1}^n a_k(t) d_k \quad (2.27)$$

onde  $\mu_d$  é a resposta média estrutural e  $d_k$  é a resposta linear estática ao vetor de pressão  $\bar{b}_k = \{b_{1k}, b_{2k}, \dots, b_{nk}\}$ , cujo elementos foram definidos em (2.23).

Finalmente, se a variância da resposta estrutural,  $\sigma_d^2$ , é avaliada através da equação (2.27), a propriedade de ortogonalidade de  $a_k(t)$  fornece uma expressão tão simples como:

$$\sigma_d^2 = E\{[d(t) - \mu_d]^2\} = \sum_{k=1}^n d_k^2 \lambda_k \quad (2.28)$$

que encerra a formulação do Método da Decomposição Modal. A vantagem deste método decorre da possibilidade de limitar a soma da expressão (2.28) a  $m \ll n$ , como mencionado anteriormente. Neste caso, apenas algumas poucas análises seriam necessárias para avaliar  $d_k$ ,  $k = 1, 2, \dots, m$ , e assim  $\sigma_d$ .

Pode-se observar que a decomposição definida em (2.23) pode ser recorrente na análise dinâmica de estruturas lineares. Os coeficientes dependentes do tempo podem ser computados como:

$$a_k(t) = \sum_{i=1}^n [p_i(t) - \mu_i] b_{ik}, \quad k = 1, 2, \dots, n \quad (2.29)$$

O procedimento proposto por Bienkiewicz [1995], foi usado por Uematsu et al. [1997] para determinar a resposta de estruturas em cúpula para vento por integração numérica

das equações de movimento usando o método de Newmark. As cargas de vento foram determinadas pela superposição dos primeiros oito autovetores da decomposição de pressões. Kikuchi et al. [1997] aplicou o método para avaliar a resposta de edifícios esbeltos, concluindo que, no caso de edifício esbelto retangular, poucos modos são suficientes para atingir uma convergência satisfatória, geralmente 3 ou 4 modos para movimentos transversais e longitudinais, e cerca de 10 modos para resposta torsional. Em ambos os exemplos, a substituição do vetor de carga determinado experimentalmente pelo vetor reconstituído (equação (2.23)) com a soma limitada a  $m$  termos, é vantajosa em termos de gerenciamento de dados, já que os arquivos de dados experimentais podem ser extremamente grandes. Entretanto, problemas na convergência da solução da resposta dinâmica global são usualmente maiores que a convergência da solução de problemas estáticos. De fato, a equação (2.23) pode ser reescrita na forma:

$$\bar{p}(t) = \bar{\mu}_p + [\mathbf{B}]\bar{a}(t)$$

em que  $[\mathbf{B}]$  é a matriz quadrada de ordem  $n$ , que contém os coeficientes  $b_{ik}$ , e  $\bar{a}(t)$  é um vetor  $n$ -dimensional, que contém as funções  $a_k(t)$ .

### 3. Determinação experimental das pressões

Para a determinação da ação do vento sobre um modelo qualquer, este deve ser devidamente instrumentado, a fim de que forneça adequadamente os registros de interesse, sendo importante a avaliação dos valores médios bem como a análise das flutuações que as grandezas de interesse apresentam. Estes parâmetros podem ser a velocidade, a pressão ou mesmo as forças devidas ao vento.

Considerando-se o estudo das pressões do vento sobre um determinado modelo, a determinação dos valores médios pode ser feita através de instrumentos mais simplificados, como os manômetros a álcool. Já para a determinação das flutuações de pressão é necessário a utilização de instrumentos mais sofisticados, para aquisição e análise do registro. Neste caso, para aquisição dos registros de pressão no modelo são utilizados transdutores elétricos de pressão. No caso de transdutores piezo-elétricos, o sinal de pressão percebido pelo transdutor é enviado através de cabos a um sistema de aquisição de dados, que armazena o sinal elétrico, o qual pode ser posteriormente convertido para valores de pressão.

Para este estudo, as pressões medidas são provenientes de simulação do vento em túnel de vento, com características de vento natural, sobre o modelo considerado no ensaio. Maiores detalhes dos instrumentos utilizados na determinação das pressões são indicados a seguir.

#### 3.1 Transdutores de Pressão

Transdutores de Pressão são dispositivos que transformam o sinal de pressão medido em um sinal elétrico equivalente. Atualmente, este sinal elétrico pode ser adquirido através de placas de aquisição de dados, ligadas a computadores, e armazenado para posterior avaliação e utilização.

As características mais importantes dos transdutores, obtidas através da calibração estática, são [Hagemann, 1991]:

- Sensibilidade do Transdutor: Correspondência entre a pressão e a voltagem no transdutor. Este parâmetro é obtido através da calibração estática do transdutor.

- Zero do Transdutor: É a saída (em volts) do transdutor na presença da pressão de referência apenas.

Os transdutores de pressão são ligados através de mangueiras de diferentes comprimentos, dependendo do modelo, aos pontos de tomada de pressão na superfície do corpo, e a um equipamento capaz de armazenar o sinal produzido pelos transdutores. Em geral, no estudo de modelos reduzidos em túnel de vento as mangueiras apresentam um comprimento em torno de 300 a 600 mm. Neste caso, as medições das pressões flutuantes podem ser distorcidas devido ao fenômeno de ressonância, onde os primeiros modos de vibração dos tubos são excitados, alterando o sinal do registro. Este fenômeno é conhecido como *Efeito de Tubo de Órgão*. Para se evitar ou contornar tal fenômeno, é realizada a calibração dinâmica do transdutor. Uma medida desta distorção é através da função de ganho do sistema transdutor + mangueira, que consiste na relação entre a pressão do transdutor sem tubo, e a pressão no sistema transdutor + mangueira. Uma medição confiável das pressões flutuantes exige que a função de ganho apresente valores próximos à unidade para a faixa de frequência de interesse. Através da calibração dinâmica, determina-se o comprimento da mangueira para o qual não se tenha uma distorção significativa dos registros, através da verificação da função de ganho do sistema. Caso para o comprimento requerido para as mangueiras a função de ganho apresente picos de ressonância dentro do intervalo de frequências de interesse, adota-se medidas corretivas para que o sinal do sistema seja amortecido, eliminando, ou pelo menos suavizando, a amplificação imposta pelo tubo no sinal de pressões. A medida corretiva mais comum é o aumento do amortecimento do tubo através de estritores, posicionados ao longo do comprimento do tubo. Outro modo de corrigir o sinal de pressão é através de correção numérica das pressões flutuantes. Entretanto, este método é mais complexo, sendo portanto pouco utilizado.

### 3.1.1 Calibração Estática

A partir da calibração estática dos transdutores, obtém-se a expressão para conversão do sinal lido em cada transdutor de unidades elétricas [mV] para unidades de pressão [mmH<sub>2</sub>O]. A calibração é feita utilizando-se um compressor e um calibrador para regular a pressão fornecida ao transdutor, conforme esquematizado na figura 3.1. A utilização do computador na calibração estática permitiu a aquisição simultânea dos dados para todos os

transdutores utilizados nos ensaios, e a obtenção das referidas expressões de forma mais rápida.

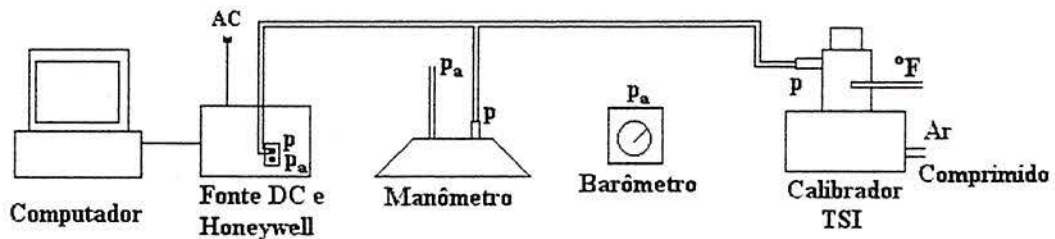


Fig. 3.1 – Esquema de Calibração Estática do Transdutor

O valor da sensibilidade é calculado pela média de um certo número de relações entre a pressão diferencial de calibração  $\Delta p$  e o valor efetivo da tensão no transdutor  $\Delta V$ :

$$C_r = \frac{\Delta V_r}{\Delta p_r} \quad (3.1)$$

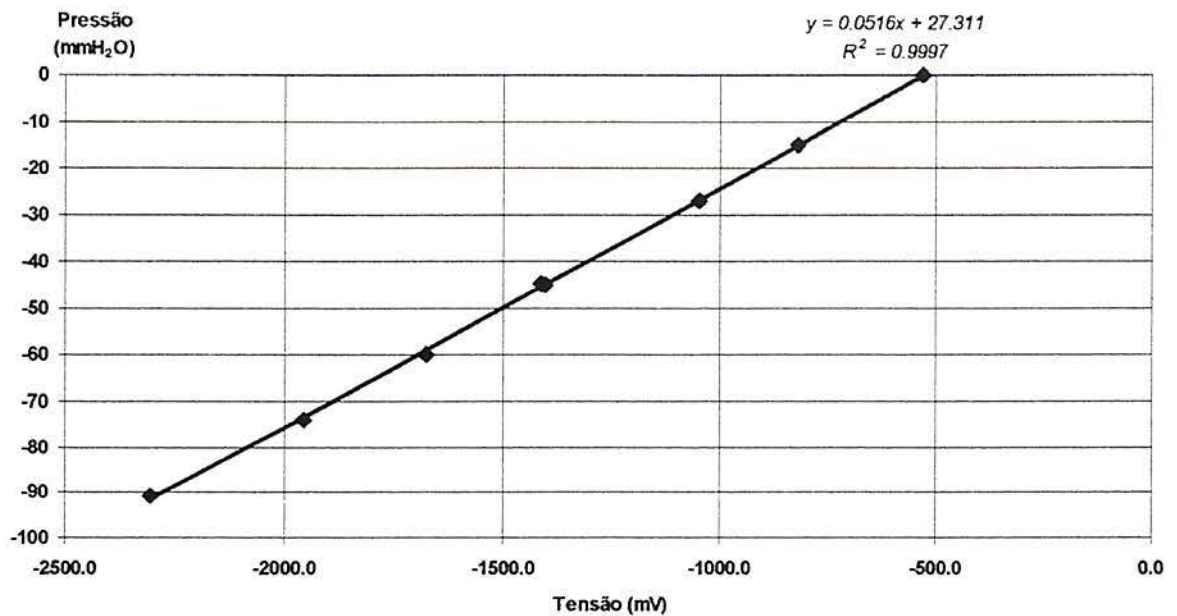
Os valores adquiridos durante a calibração dos transdutores foram dispostos em tabelas de calibração, conforme descrita abaixo:

Tab. 3.1 – Tabela de Calibração estática para Transdutores *Honeywell*

Temperatura do Calibrador		Barômetro ( $p_a$ )	Betz ( $p$ )	Voltímetro DC	$\Delta V$	$\frac{\Delta V}{p}$
$^{\circ}F$	$^{\circ}C$	<i>mmHg</i>	<i>mmH<sub>2</sub>O</i>	<i>mV</i>	<i>mV</i>	<i>mV/kgf/cm<sup>2</sup></i>
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(6)/(4)

$$(6) \Delta V = (5)_{p=0} - (5)$$

Os valores registrados no transdutor a ser aferido são relacionados com os valores de pressão impostos ao transdutor, relacionando-se tais valores e ajustando-se os dados através de um reta, cuja equação é a expressão para conversão do sinal de milivolts (mV) para unidades de pressão (mmH<sub>2</sub>O). Um exemplo de gráfico obtido a partir da calibração estática pode ser observado na figura 3.2.



**Fig. 3.2 - Gráfico de calibração estática para transdutor *Honeywell* (T\_00B)**

É necessário, também, aferir o “zero do transdutor” antes e após os ensaios, já que seu valor varia em função do transdutor em questão, da temperatura a que ele está exposto e da voltagem da fonte alimentadora. O valor médio efetivo da pressão é obtido pela diferença entre o valor lido no voltímetro e o valor estimado para o zero.

A planilha de calibração estática, e os valores do zero dos transdutores e as expressões de conversão calculadas através dos gráficos de calibração encontram-se descritos no Anexo I.

### 3.1.2 Calibração Dinâmica

A calibração dinâmica de transdutores de pressão consiste em traçar a função de ganho do sistema transdutor+mangueira, definida como a razão entre as pressões medidas pelo conjunto a calibrar e as pressões medidas por um transdutor de referência, ligado diretamente à câmara de pressões, sem qualquer extensão pneumática. Verifica-se então se há amplificação do sinal de pressão devido a picos de ressonância dentro da faixa de interesse do ensaio, e efetua-se as correções necessárias caso haja distorção do sinal. Ela deve ser sempre realizada para sistemas a serem utilizados, pois pequenas mudanças nas dimensões, especialmente nos diâmetros dos tubos, podem ter efeitos significante nas características da resposta [Holmes]



A calibração dinâmica é feita com a utilização de um alto-falante, que é utilizado como gerador de pressão flutuante, e uma câmara de pressão associada a ele, a qual se liga diretamente o transdutor de referência. O esquema da calibração dinâmica pode ser visto na figura 3.3.

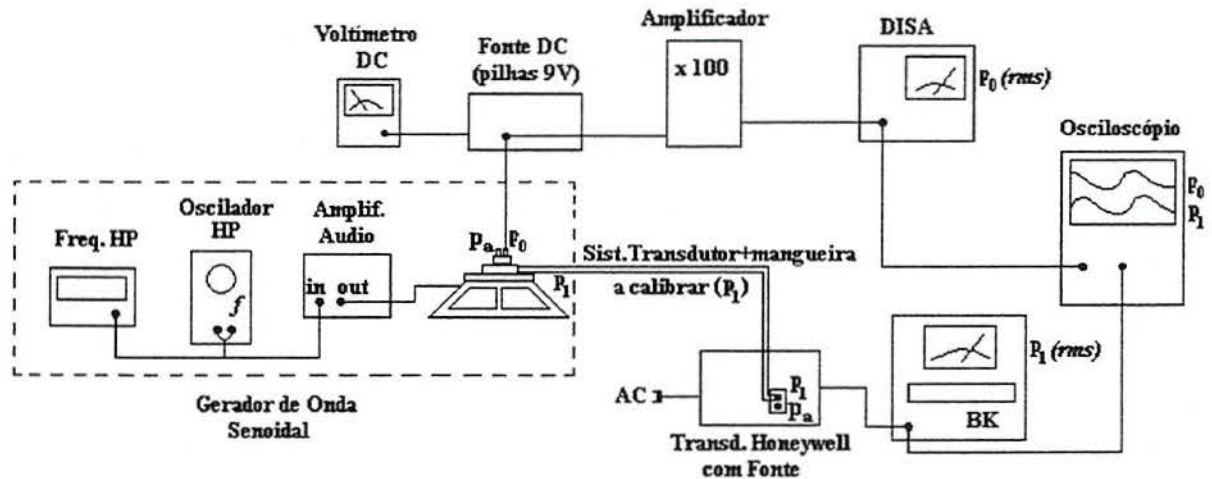


Fig. 3.3 – Esquema de Calibração Dinâmica

Para a calibração dinâmica, a câmara de pressões é alimentada por um sinal senoidal de frequência conhecida, determinando-se o ganho do sistema. Faz-se variar então a frequência do sinal, de forma a percorrer toda a faixa de frequências de interesse, traçando-se a curva de ganho. Os valores obtidos durante a calibração são dispostos numa planilha da forma indicada na tabela 3.2.

Tab. 3.2 – Planilha de Calibração Dinâmica

Transdutores Honeywell:						
Série: _____ $L =$ _____ $L_1 =$ _____ $L_2 =$ _____ $L_c =$ _____						
Voltagem <i>rms</i> no voltímetro: $\phi$ ( ): $V\phi =$ _____ *mV ( )						
$n^o$	Frequência [Hz]	Voltímetro V1 [mV]	$n^o$	Frequência [Hz]	Voltímetro V1 [mV]	Observações
1	10		10	100		
2	20		11	120		
3	30		12	140		
4	40		13	160		
5	50		14	180		
6	60		15	200		
7	70		16	220		
8	80		17	240		
9	90					

Traçada a curva de ganho do sistema transdutor+mangueira, verifica-se se há ou não a necessidade de correção. No caso de correção do sinal através da introdução de es- trictores ao longo do comprimento das mangueiras, repete-se o procedimento de calibração para a nova configuração da mangueira, até que se obtenha função de ganho satisfatória para a realização das medições. A curva de ganho para o comprimento de mangueira adotado para os ensaios está indicada na figura 3.4.

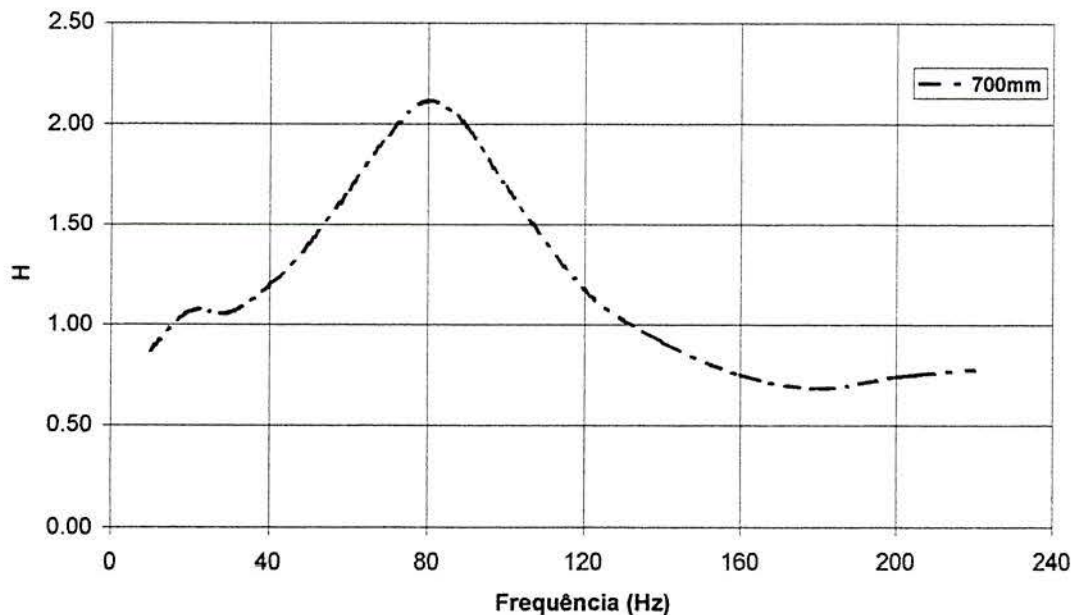


Fig. 3.4 - Curva de ganho para sistema transdutor+mangueira ( $L = 700 \text{ mm}$ ,  $\phi_{int} = 1.5 \text{ mm}$ )

### 3.1.2.1 Correção do sinal de pressão

As possibilidades de correção do sinal de pressão são:

- a. *Correção numérica do sinal*, feita a partir do conhecimento da função de ganho associada ao comprimento da mangueira em questão. Esta solução, embora pouco adotada, é recomendada em casos onde o sinal já resulta bastante amortecido pelo comprimento do tubo. Este é o caso do tubo de comprimento de 1300 mm indicado no gráfico da figura I.1 do Anexo I, onde pode-se observar um pico de ressonância em torno de 40 Hz; entretanto o sinal já é bastante amortecido para as frequências mais altas. Irwin et al. [1979] e Yoshida et al. [1992] indicam em seu trabalho procedimentos para correção numérica do sinal de pressão.
- b. *Introdução de amortecimento adicional ao sistema*, de tal modo que o pico de ressonância seja eliminado e resulte em função de ganho aproximadamente constante no

intervalo de frequências de interesse. O dispositivo mais utilizado para efetuar tal correção é o tubo de latão/cobre de diâmetro bem inferior ao do tubo de medição, introduzido em algum ponto ao longo do tubo de medição. Variando-se a posição do estricor ao longo do comprimento da mangueira, consegue-se uma posição ótima para o qual a função de ganho do sistema é a ideal.

A solução indicada em *b* foi a adotada para o caso do comprimento de 600 mm e 700 mm, já que o pico de ressonância se encontra dentro da faixa de frequências de interesse, e a função de ganho do sinal apresenta pouco amortecimento. Assim, partindo-se do comprimento mínimo de 600 mm, variou-se a localização do estricor ao longo do comprimento do tubo, e traçou-se as novas curvas de ganho para estes comprimentos. O sistema foi montado como o esquema indicado na figura 3.5.

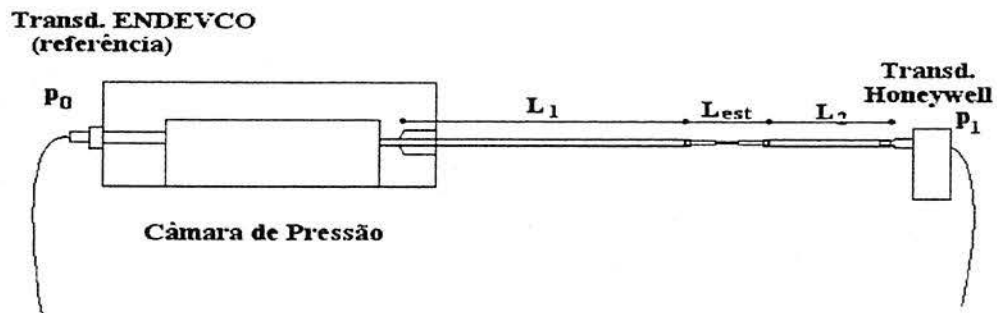


Fig. 3.5 – Câmara de pressão e ligações com transdutor de referência (*ENDEVCO*) e transdutor a ser calibrado (*Honeywell*)

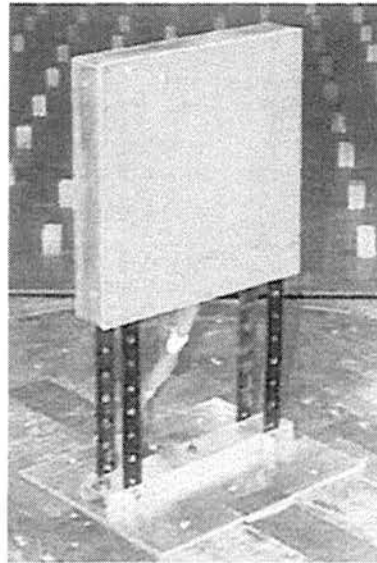
As planilhas de Calibração dinâmica do sistema transdutor+mangueira, bem como os gráficos correspondentes aos comprimentos de mangueira testados encontram-se no Anexo I. Estão indicados também os gráficos de calibração para o comprimento adotado e os diversos transdutores, e para os estrictores utilizados.

## 3.2 Modelo de Ensaio

### 3.2.1 Critérios para elaboração do modelo

Para elaboração do modelo de ensaio, adotou-se o critério de simplicidade, optando-se por um modelo de apenas um grau de liberdade, com superfície plana, e cuja amplitude de vibração fosse máxima para que houvesse a intensificação dos efeitos esperados quando este fosse submetido a um escoamento.

Sendo assim, adotou-se como modelo de estudo uma placa rígida suspensa sobre hastes flexíveis, cuja rigidez em uma das direções é bem superior à rigidez na outra direção, permitindo deslocamento do modelo em apenas uma direção, ou seja, o sistema pode ser considerado com apenas um grau de liberdade. A frequência natural do modelo pode ser alterada através da introdução de enrijecedores entre as hastes da base, ou da adição de massa no interior do modelo, modificando as frequências para valores mais altos ou mais baixos, respectivamente, sendo assim possível analisar o comportamento das pressões flutuantes na superfície do modelo devido a diferentes frequências de resposta do mesmo, sem no entanto modificar as condições de exposição do mesmo, permitindo uma melhor comparação entre os diversos resultados. O modelo foi fixado através da base de modo a garantir o engastamento das hastes, para que não se tivesse vibração em modos que não o movimento lateral do mesmo, mantendo-se a característica de apenas um grau de liberdade. Para variar a frequência natural do modelo, adotou-se o uso de enrijecedores colocados entre as hastes da base para aumentar a rigidez do sistema, constituídos de peças de madeira rígidas que apenas limitavam o comprimento livre da haste.



**Fig. 3.6 - Modelo adotado para o ensaio em túnel de vento**

As propriedades mecânicas para o modelo flexível e semi-flexível estão indicadas na tabela 3.3.

Tab. 3.3 - Propriedades mecânicas do modelo

Característica da haste: $EI = 6.557.10^{-2} \text{ N.m}^2$			
Modelo	Comprimento livre da haste [cm]	Rigidez da haste [N/m]	Rigidez do modelo [N/m]
Flexível	13.8	299.4	1197.6
Semi-flexível	6.9	2395.2	9580.8

Sobre uma das faces da placa foram distribuídas 25 (vinte e cinco) tomadas de pressão, considerada como face principal, a partir da qual se considerou o ângulo de incidência de  $0^\circ$ . Na outra face, foram distribuídas apenas 5 (cinco) tomadas de pressão, apenas para obtenção do coeficiente de correlação cruzada entre as tomadas da face principal e as tomadas da outra face. Uma esquematização com as dimensões do modelo e a distribuição das tomadas de pressão nas duas superfícies são mostradas nas figuras a 3.7 a 3.9.

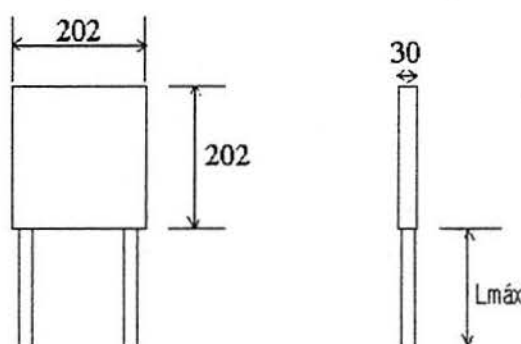
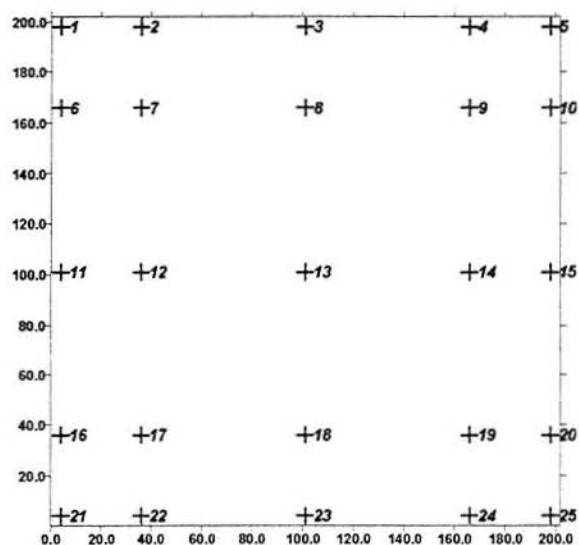
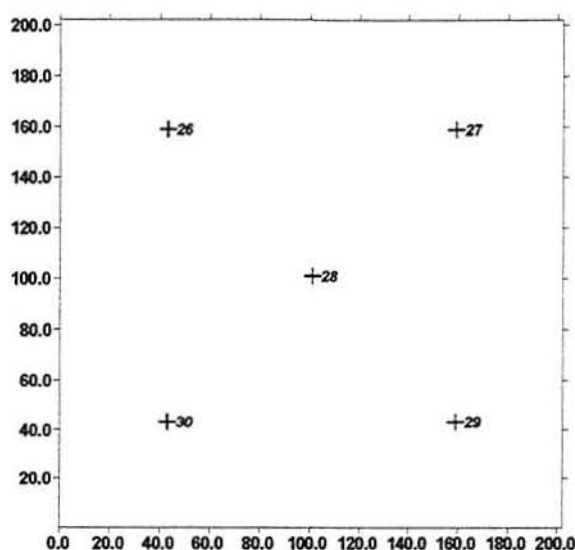
Fig. 3.7 - Esquema do modelo de ensaios (dimensões em mm) -  $L_{máx} = 138 \text{ mm}$ 

Fig. 3.8 – Distribuição das tomadas de pressão sobre a superfície do modelo – face principal



**Fig. 3.9 - Distribuição das tomadas de pressão na face posterior do modelo**

Transdutores de pressão, ligados às tomadas de pressão distribuídas na superfície do modelo através de mangueiras plásticas de PVC, registram as flutuações de pressões atuantes no modelo para o vento incidente na forma de sinal elétrico. Estes registros são adquiridos simultaneamente através de uma placa de aquisição de dados ligada a um computador, e armazenados no disco rígido. Estes registros das pressões flutuantes medidos em cada tomada são analisados dois a dois, obtendo-se a matriz de correlação das pressões atuantes sobre o modelo, através dos registros das flutuações de pressão, conforme descrito no capítulo anterior.

### 3.2.2 Frequências Naturais do Modelo

As frequências naturais do modelo para as três condições de rigidez da haste de sustentação foram determinadas, bem como o amortecimento natural para todos os casos, para fins de comparação com o espectro de frequências do escoamento simulado. O objetivo é determinar se a turbulência do escoamento é capaz de excitar o modelo em seu modo natural, e se há variação das características mecânicas do modelo (frequência da resposta e amortecimento efetivo do sistema) devido à interação com o fluido.

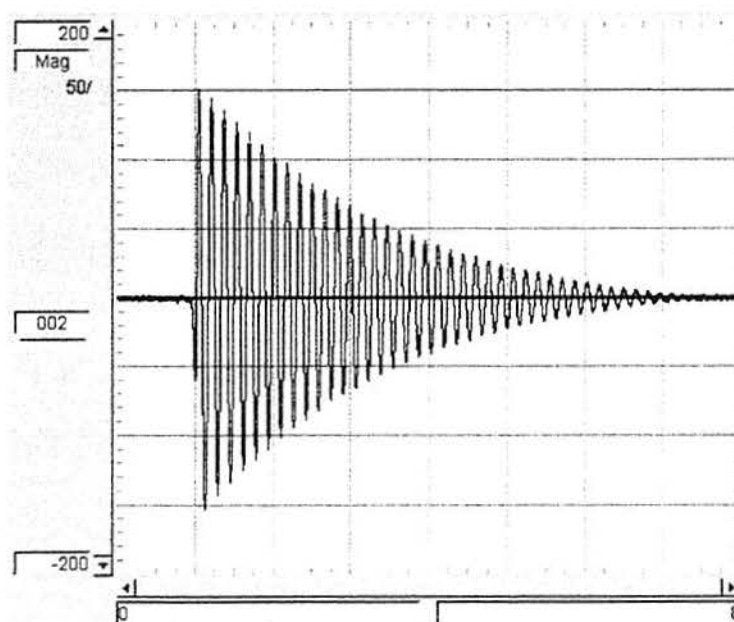
Os valores da frequência natural foram determinados através do espectro de potência do modelo em vibrações livres, após se aplicar um impulso inicial no topo do modelo. A razão de amortecimento crítico para cada caso foi calculada através do decremento

logarítmico da resposta do modelo, registrada através de um acelerômetro do tipo KYOWA colocado no topo do modelo, e adquirida através de placa de aquisição de dados, na qual se liga o acelerômetro, armazenada em arquivo com o auxílio do programa HP VEE 3.2. Nas figuras 3.10, 3.11 e 3.12 pode-se observar o registro de vibrações livres para o modelo flexível, para o modelo com enrijecedores que restringem o comprimento livre da haste à metade do comprimento livre inicial (modelo flexível) e para o modelo completamente rígido. Observa-se que, neste caso, o modelo comporta-se não mais como um sistema de apenas um grau de liberdade, apresentando uma frequência natural muito alta, representando o comportamento de um sistema contínuo.

Os valores de frequência e amortecimento estrutural do modelo nas três condições de rigidez estão apresentados na tabela 3.3.

**Tab. 3.4 – Propriedades Dinâmicas do Modelo**

Condição de rigidez do sistema	Frequência $f$ [Hz]	Razão de Amortecimento crítico $\zeta$ (%)
Flexível	6.37	1.17
“Semi-Flexível”	15.05	3.03
Rígido	$\approx 70$	-



**Fig. 3.10 – Registro de vibrações livres para modelo flexível ( $f = 6.37$  Hz)**

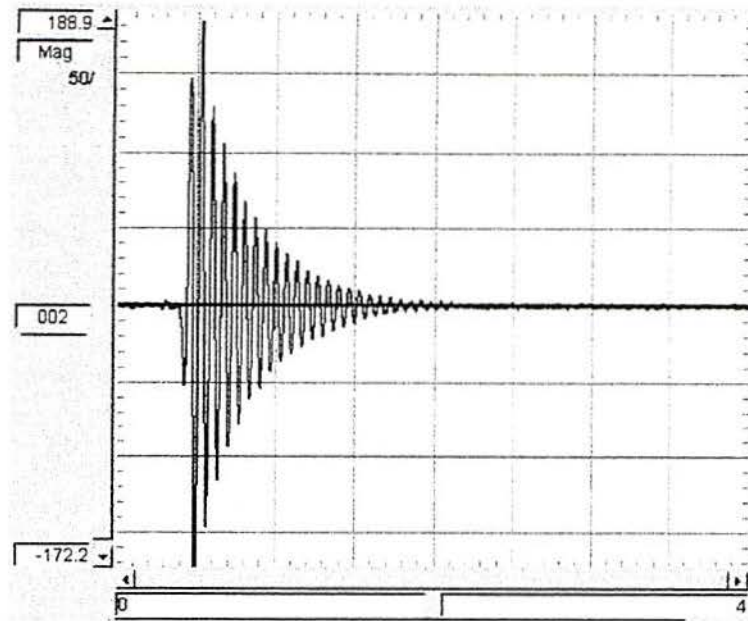


Fig. 3.11 – Registro de vibrações livres para modelo “semi-flexível” ( $f = 15.05$  Hz)

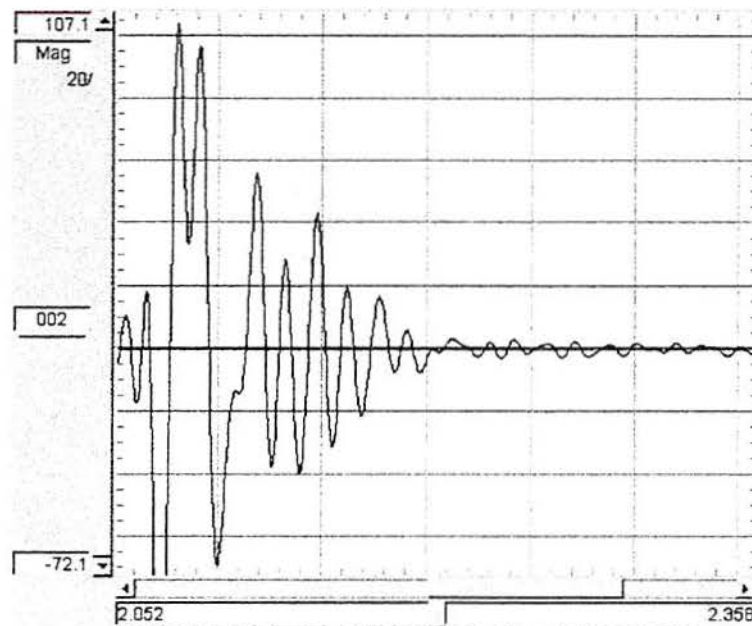


Fig. 3.12 – Registro de vibrações livres para modelo rígido

A correção da frequência natural do modelo devido a massa adicional do acelerômetro, posicionado no topo do modelo, pode ser efetuada tomando-se como referência a frequência natural obtida para o modelo flexível com o acelerômetro posicionado na haste de apoio do modelo, o que possibilita medir a frequência sem modificar a massa do modelo, não se alterando a frequência natural do mesmo. Deste modo,



$$\frac{f_1}{f_2} = \frac{2\pi\sqrt{k/m}}{2\pi\sqrt{k/m_1}} \quad (3.2)$$

onde  $f_1$ : a frequência natural do modelo sem interferência da massa do acelerômetro;

$f_2$ : a frequência natural do modelo com o acelerômetro posicionado no topo do mesmo;

$k$ : a rigidez total do modelo;

$m$ : a massa do modelo;

$m_1 = m + m_{ac}$ : massa do modelo mais massa do acelerômetro.

Assim, para os valores obtidos para as duas condições de posicionamento do acelerômetro, obtém-se:

$$f_1 = \sqrt{\frac{m_1}{m}} \cdot f_2 = 1.020 f_2 \quad (3.3)$$

Os valores de frequência apresentados na tabela 3.4 foram corrigidos de acordo com a expressão dada em (3.3)

### 3.3 O túnel de Vento TV-2

Os ensaios para determinação das pressões do vento sobre a superfície da placa foram executados no túnel de vento de camada limite TV-2 da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Trata-se de um túnel de vento de retorno fechado, cuja seção principal de trabalho tem dimensões 1.30m × 0.90m × 9.32m (largura × altura × comprimento), e uma velocidade máxima nesta seção de trabalho, para o túnel vazio, de 42 m/s, provida por seu propulsor de 100 HP. Para aumentar a espessura da camada limite, uma linha de jatos transversais (“cross-jets”) com 17 tubos de diâmetro interno 26.3 mm está situado a 4.48m a barlavento da mesa M-II. A turbulência do escoamento simulado no túnel pode ser incrementada pela colocação de rugosidades no piso do túnel, e/ou através da introdução de grades ou espirais na entrada da seção do túnel. O controle da velocidade de escoamento é realizado através de um

sistema de hélices radiais controladas manualmente. O TV-2 dispõe atualmente de três mesas giratórias para fixação de modelos, quer para ensaios estáticos como dinâmicos. Um esquema do túnel de vento pode ser visto na figura 3.13. Maiores detalhes sobre as características do túnel de vento podem ser encontrados em Blessmann [1982], [1990].

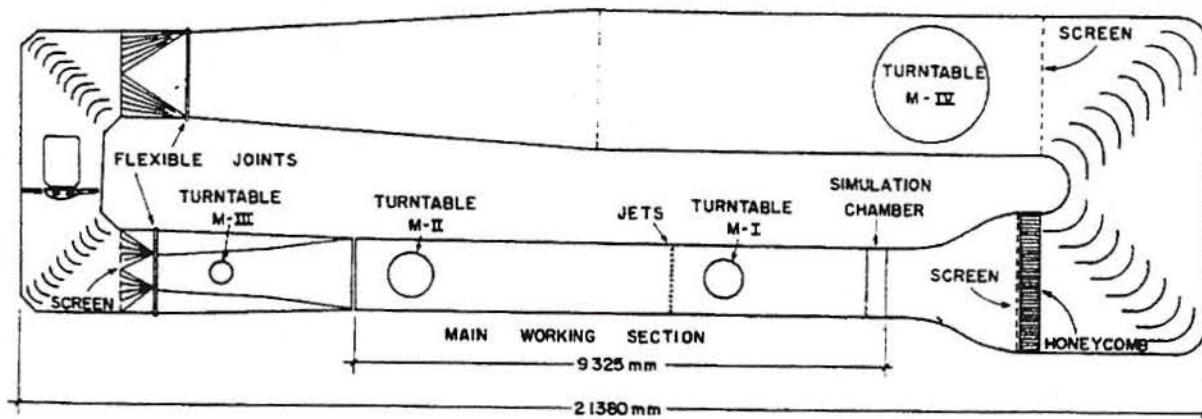


Fig. 3.13 – Configuração geral do túnel de vento TV-2 da UFRGS (Blessmann, 1982)

A diferença de pressão estática entre dois anéis piezométricos ( $\Delta p_A$ ) no interior do túnel é medida através do Betz, e também pelo multi-manômetro a álcool e pelos transdutores de pressão. Com a diferença de pressão estática é possível se calcular a pressão dinâmica para o escoamento incidente, através da constante do túnel  $k_\theta$  que vincula a pressão dinâmica no eixo do túnel e a pressão de referência  $\Delta p_A$ . Logo, a pressão dinâmica no topo do modelo pode ser calculada pela expressão:

$$q_\theta = k_\theta \times \Delta p_A \quad (3.4)$$

Foram realizadas duas séries de ensaios para o modelo, sendo a primeira série para medida de pressões médias na superfície do modelo, para incidência de vento, e a segunda série para realização dos registros das pressões flutuantes para incidência do mesmo tipo de vento que aquele simulado na primeira série, para as diversas condições de flexibilidade do modelo, e para diferentes velocidades do escoamento.

### 3.3.1 Simulação do Vento Natural

Para todos os ensaios, foi simulado vento com perfil vertical de velocidades médias horárias seguindo uma curva de potência, de expoente  $p=0.23$ , correspondente a terreno com rugosidade situada entre as categorias de terreno com cota média dos obstáculos de

3m e 10m, categorias III e IV da norma brasileira NBR-6123. As características do vento simulado (perfil de velocidades, intensidade de escala longitudinal da turbulência) e o espectro de frequências do escoamento podem ser vistos nas figuras 3.14 e 3.15. Na tabela 3.5 são apresentadas as respostas do modelo flexível e semi-flexível ao escoamento simulado, para ângulo de incidência de  $0^\circ$  (situação mais desfavorável). As cargas devidas ao vento foram calculadas segundo a NBR 6123 para as velocidades de escoamento a serem ensaiadas.

Carregamento devido ao vento [N] (NBR - 6123) $\alpha = 0^\circ$ :		
5 m/s	7.5 m/s	10 m/s
17.62	39.65	70.50

Tab. 3.5 - Resposta do modelo ao escoamento simulado

Modelo	Flecha [cm]			Deformação (‰)		
	5 m/s	7.5 m/s	10 m/s	5 m/s	7.5 m/s	10 m/s
Flexível	1.5	3.3	5.9	4.0	9.0	16.1
Semi-flexível	0.2	0.4	0.7	2.9	6.4	11.4

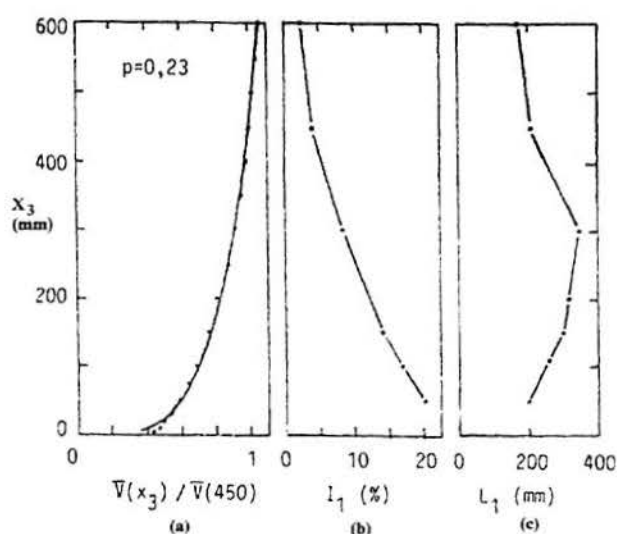


Fig. 3.14 – Características do vento simulado (a) Perfil de Velocidades médias, (b) Intensidade da Turbulência, (c) Escala longitudinal da Turbulência

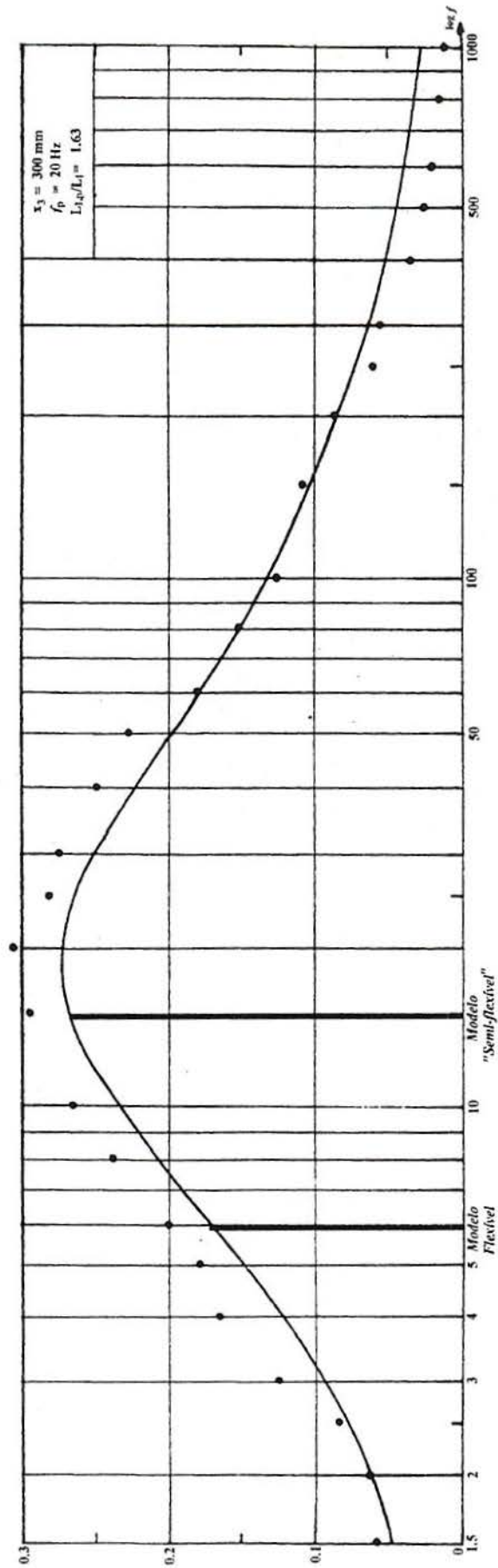


Fig. 3.15 – Espectro de potência da componente longitudinal da Turbulência

Os coeficientes de pressão para o modelo foram calculados para os valores médios e valores quadráticos médios (RMS), no caso dos registros flutuantes, de acordo com a expressão:

$$c_p = \frac{\Delta p}{k_\theta \Delta p_A} \quad (3.5)$$

onde  $\Delta p$  é a pressão diferencial na tomada na superfície do modelo;

$\Delta p_A$  é a diferença de pressão estática nos anéis piezométricos;

$k_\theta$  é a constante do túnel.

A constante do túnel,  $k_\theta$ , para a altura no topo do modelo ensaiado ( $h = 358$  mm), assumiu o valor  $k_\theta = 1.0792$ , calculada por interpolação de valores conhecidos para alturas pré-determinadas. Assim, torna-se possível calcular a pressão dinâmica a partir da expressão (3.4) e a velocidade do escoamento para qualquer ponto durante a simulação de um vento cadastrado com o conhecimento da pressão efetiva no Betz, ou lida no multi-manômetro a álcool. A velocidade do escoamento pode ser calculada como:

$$V = \sqrt{\frac{2 \times q}{\rho_{ar}}} \quad (3.7)$$

onde  $q$  é a pressão dinâmica de referência, no topo do modelo;  $\rho_{ar}$  é a massa específica do ar, variável com a temperatura interna no túnel de vento e com a pressão atmosférica. O valor de  $\rho_{ar}$  para uma dada temperatura  $T$  e uma pressão atmosférica  $p_a$  pode ser calculado como:

$$\rho_{ar} \left( \frac{N \cdot s^2}{m^3} \right) = 0.474 \times \frac{p_a}{T(K)} \quad (3.8)$$

$$T(K) = t(^{\circ}C) + 273.2$$

### 3.4 Sistema de Aquisição de Dados

Os registros de pressões flutuantes na superfície do modelo foram adquiridos através de um sistema analógico-digital, que transmitia o sinal dos transdutores de pressão por cabo até caixas de distribuição, as quais se ligavam a um computador digital, dotado de

placas de aquisições de dados. Os registros são lidos com auxílio do programa HPVVEE, que, através de subrotinas, recebe, processa, analisa e armazena em arquivos no disco rígido do computador os dados referentes aos registros, para cada um dos transdutores, simultaneamente.

Em todos os ensaios para obtenção dos registros flutuantes, o tempo de aquisição foi de 15 segundos, com uma taxa de aquisição de 512 pontos/segundo, totalizando 7680 pontos por tomada.

## 4. Medições em Túnel de Vento

Foram realizadas medições em túnel de vento utilizando os dois tipos de instrumentos de medições de pressões: o manômetro a álcool, que fornece os valores médios de pressão na superfície do corpo, e os transdutores de pressão, que possibilitam o registro das flutuações de pressão no tempo.

Para o tipo de vento simulado, ensaiou-se o modelo rígido para medição das pressões médias através da leitura do manômetro a álcool, a fim de que estes dados servissem como referencial para os valores médios de pressão a serem obtidos através dos registros de pressões flutuantes realizados pelos transdutores de pressão. O ensaio foi realizado apenas para o modelo rígido, o que foi conseguido através da colocação de enrijecedores entre as hastes da base, conforme descrito anteriormente, considerando o esquema da figura 3.7. Considerou-se a incidência de apenas um tipo de vento sobre o modelo, que foi posicionado na mesa giratória M-II da seção principal de trabalho do túnel de vento onde se realizou todos os ensaios. A figura 4.1 mostra a parte interna do túnel de vento com o modelo flexível, onde se pode ver os dispositivos utilizados para simulação do vento natural.

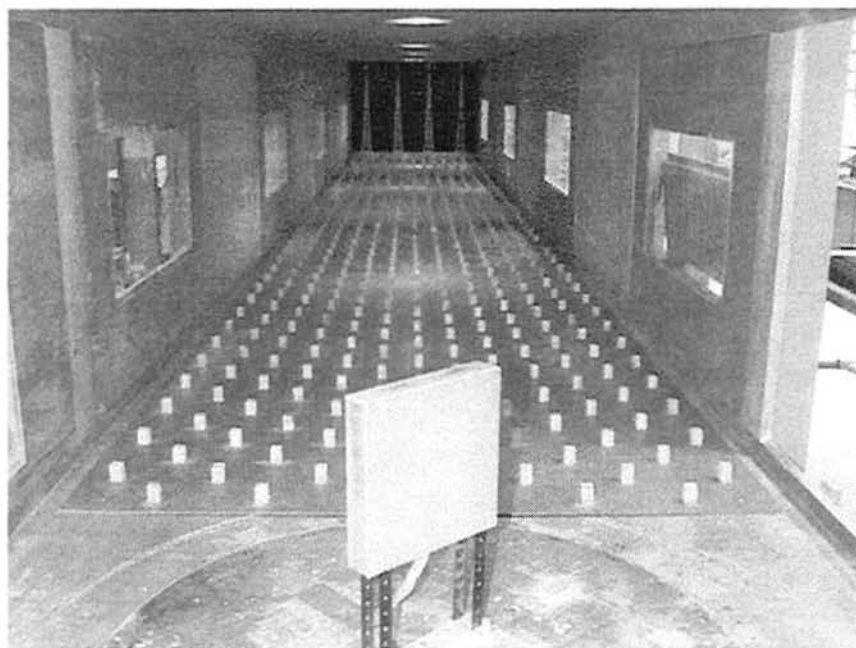


Fig. 4.1 – Vista interna do túnel de vento e modelo posicionado na mesa M-II

Um esquema dos ensaios realizados encontra-se descrito na figura 4.2:

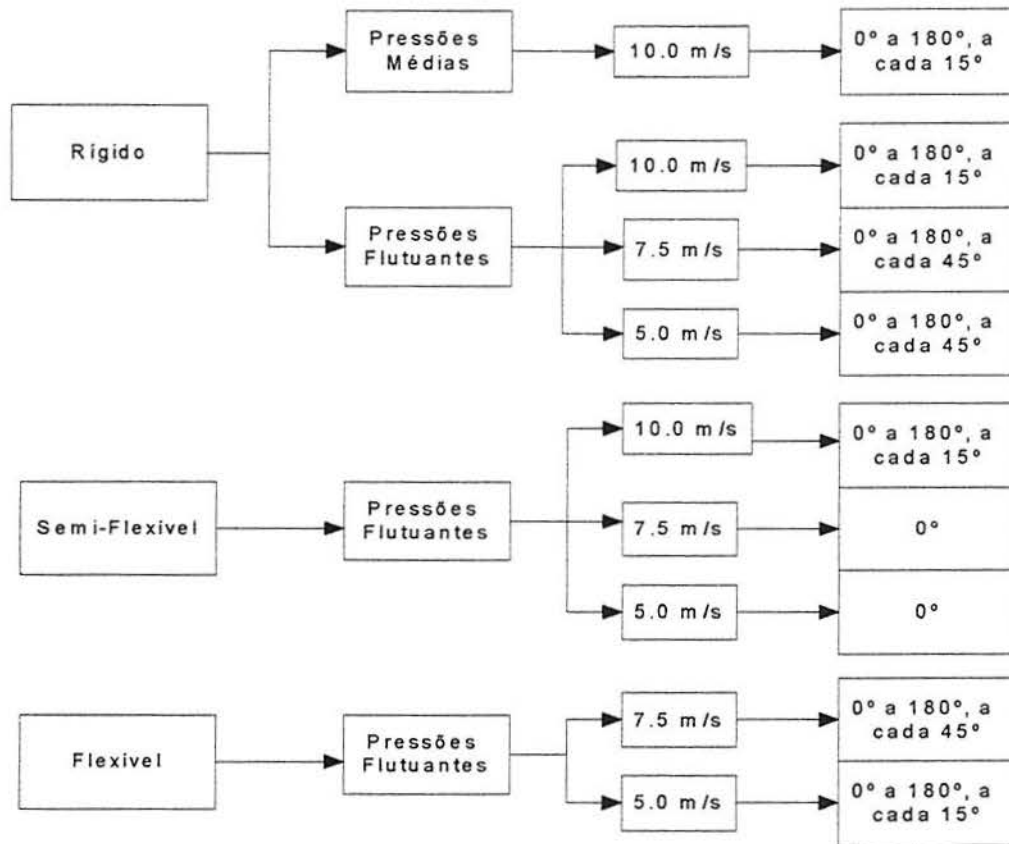


Fig. 4.2 – Quadro resumo dos ensaios realizados

As características dos ensaios executados em túnel de vento encontram-se descritos a seguir.

#### 4.1 Pressões médias medidas através do manômetro a álcool:

Para medição das pressões médias atuantes sobre o modelo, este foi instrumentado com tomadas de pressão fixas distribuídas na superfície principal do modelo, conforme indicado na figura 3.8. A face posterior do modelo não foi instrumentada para este ensaio. Estas tomadas de pressão foram ligadas através de mangueiras com diâmetro interno  $\phi_{int} = 1.0\text{mm}$  a um multi-manômetro a álcool, que registra as pressões médias em cada tomada para a incidência do vento. Para leitura das pressões nos manômetros, fotografou-se o multi-manômetro com uma câmara digital, registrando a posição das colunas de álcool, quando a leitura no Betz, que mede diferença de pressão estática nos dois anéis piezométricos, se estabilizava. Por se tratar de várias tomadas de pressão, a leitura dos manômetros um a um para cada tomada demandaria muito tempo e haveria a possibilidade de erros, sendo então regis-



trada por fotografia a altura das colunas de álcool para realização posterior da leitura das pressões na tomada, e avaliação das pressões na superfície, para cada ângulo de incidência. A temperatura interna no túnel e a pressão atmosférica foram medidas através de termômetro e barômetro, respectivamente, para cada etapa do ensaio.

As pressões na superfície foram medidas a cada  $15^\circ$  de incidência do escoamento sobre o modelo, de  $0^\circ$  a  $180^\circ$ , somando 13 medições de pressões média, em 25 pontos por medição, totalizando 325 leituras para o ensaio de pressões médias.

#### 4.1.1 Resultados Obtidos

O ensaio de pressões médias foi realizado com o modelo rígido, para uma velocidade de escoamento de aproximadamente 10 m/s. Para este ensaio, foram obtidas 13 distribuições de pressão na superfície do modelo, correspondentes a cada ângulo de incidência do vento simulado.

Pode-se ver nas figuras 4.3 e 4.4 as pressões medidas no multi-manômetro a álcool para os casos de incidência a  $0^\circ$  e a  $180^\circ$ , correspondentes às superfícies a barlavento e a sotavento (na esteira) do modelo.

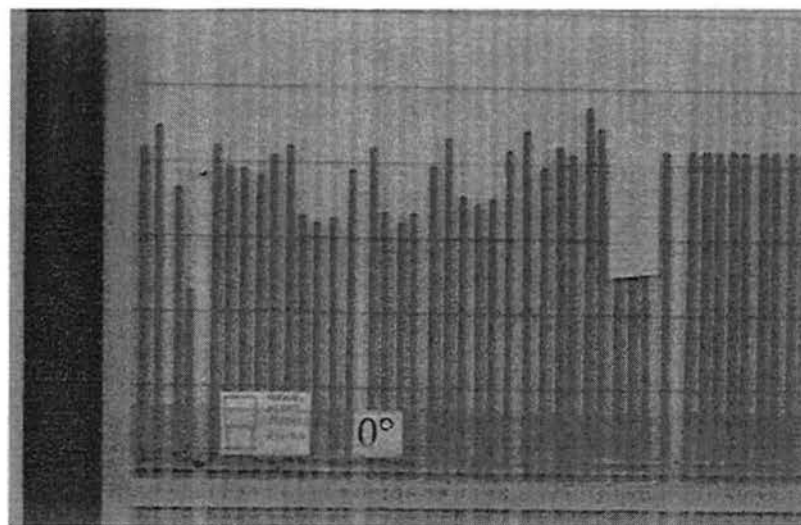


Fig. 4.3 – Pressões medidas a barlavento

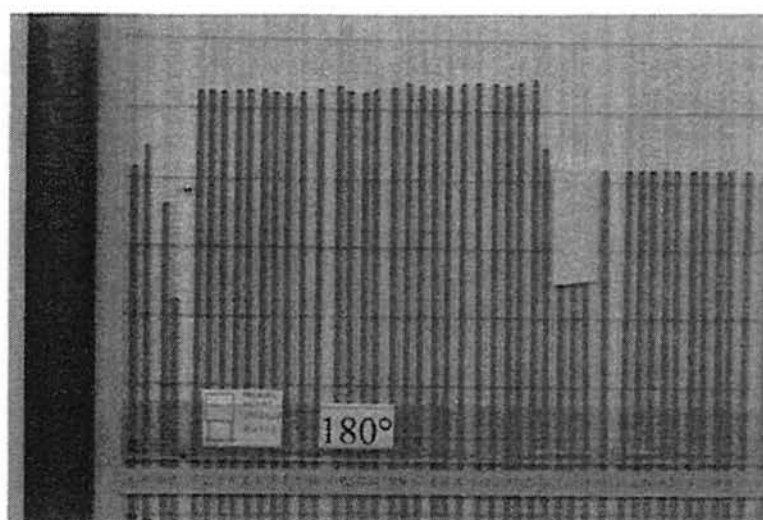
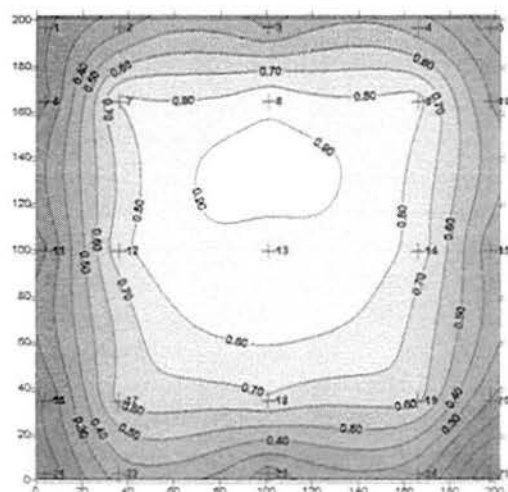
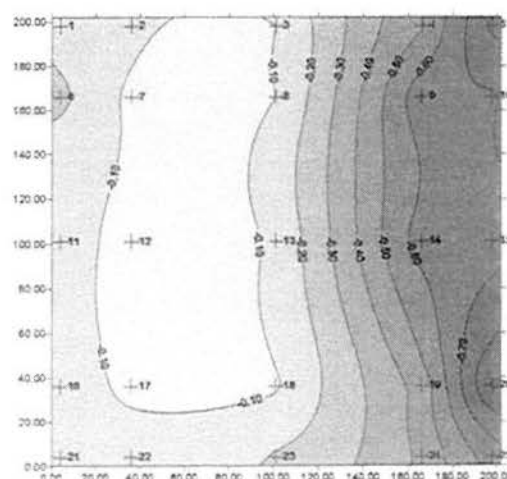


Fig. 4.4 – Pressões para superfície na esteira

Determinadas as diferenças de pressões para cada um dos ângulos de incidência do vento dos registros do multi-manômetro a álcool, calcula-se os coeficientes de pressão associados às pressões medidas através da expressão (4.1).

$$c_p = \frac{\Delta p}{k_0 \Delta p_A} \quad (4.1)$$

A distribuição dos coeficientes de pressão média para alguns ângulos de incidência do escoamento está indicada nas figuras 4.5 (a) - (c). A distribuição para todos os ângulos de incidência encontra-se no Anexo II.

(a)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 10.1$  m/s(b)  $\alpha = 90^\circ$ ,  $V = 10.4$  m/s

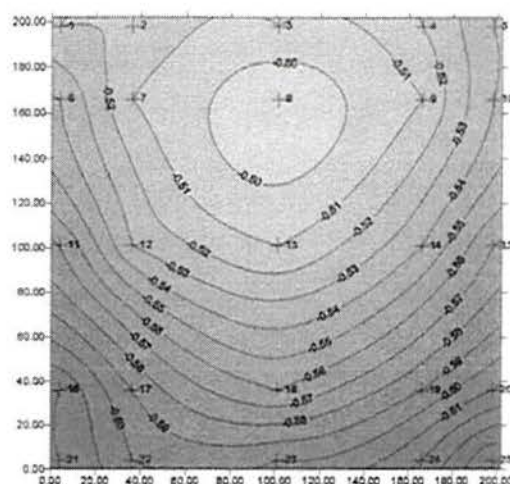
(c)  $\alpha = 180^\circ$ ,  $V = 10.2$  m/s

Fig. 4.5 (a) - (c) - Coeficientes de pressão média obtidos através do multimanômetro a álcool para modelo rígido

## 4.2 Pressões flutuantes através de transdutores de pressão

Para o ensaio de pressões flutuantes, foram distribuídas 30 tomadas de pressão na superfície do modelo, sendo 25 tomadas dispostas como indicado na figura 3.8, e mais 5 tomadas dispostas na face posterior do modelo, conforme indicado no esquema da figura 3.9.

Todas as tomadas de pressão foram conectadas através de sistemas de tubos a transdutores de pressão do tipo "Honeywell", que medem as flutuações das pressões que atuam sobre o modelo para a incidência do vento. Foram realizados 7 ensaios para obtenção dos registros de pressões flutuantes, distribuídos entre a aquisição para o modelo completamente rígido, com alguma flexibilidade, chamado de semi-flexível, e totalmente flexível.

As leituras obtidas nos transdutores "Honeywell" foram armazenadas e posteriormente convertidas para valores de pressão, através das expressões de conversão obtidas na calibração estática dos transdutores. As expressões de conversão para os registros dos transdutores estão descritas no Anexo I.

A aquisição dos registros de pressões flutuantes permite a obtenção tanto de coeficientes de pressão média como coeficientes de pressão RMS. As distribuições de coeficientes de pressão RMS e de coeficientes de pressão média para diferentes os ângulos de incidência encontram-se no Anexo II.

### 4.2.1 Ensaio para modelo rígido

Para o modelo rígido, realizou-se a primeira série de ensaios para aproximadamente os mesmos valores de velocidade do vento para a qual foi realizado o ensaio de pressões médias com a utilização do manômetro a álcool, ou seja, em torno de 10 m/s. Na segunda série de ensaios, reduziu-se o valor da velocidade para cerca de 7.5 m/s. Realizou-se ainda uma terceira série de ensaios, na qual a velocidade do vento no túnel era aproximadamente 5 m/s. Para a primeira série, fez-se variar o ângulo de incidência do vento de  $0^\circ$  a  $180^\circ$ , a cada  $15^\circ$ , somando 13 medições para cada uma das 30 tomadas. Nos ensaios seguintes, fez-se variar o ângulo de incidência do vento simulado a cada  $45^\circ$ , indo de  $0^\circ$  a  $180^\circ$ , totalizando 10 medições. Estes ensaios forneceram um total de 690 registros. Nas figuras 4.6 (a) e (b), pode-se observar o registro de pressões flutuantes sobre a superfície do modelo rígido, para incidência do vento a  $0^\circ$ , para tomada de pressão central (tomada 13) a barlavento e a sotavento:

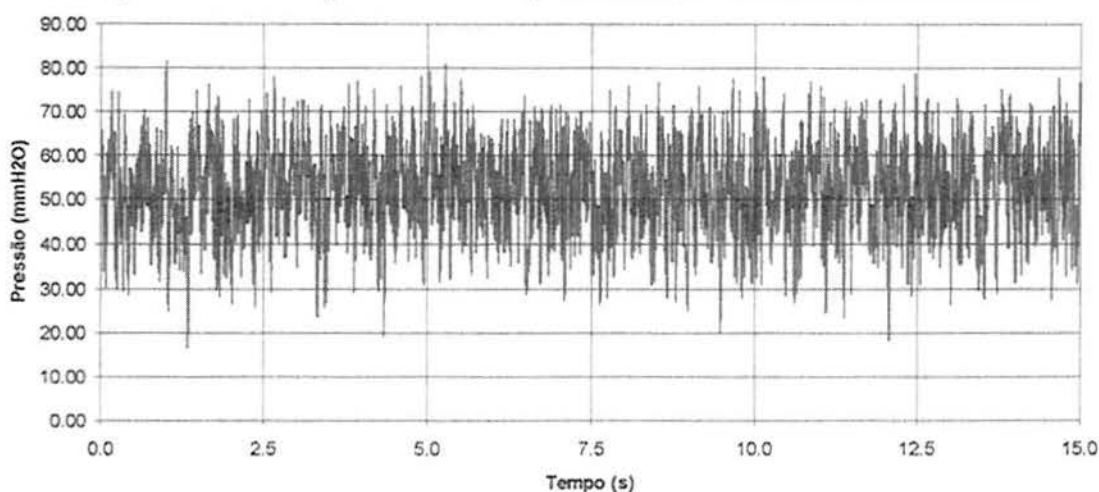


Fig. 4.6 (a) - Pressões flutuantes na superfície a barlavento do modelo rígido ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 10.2\text{m/s}$ )

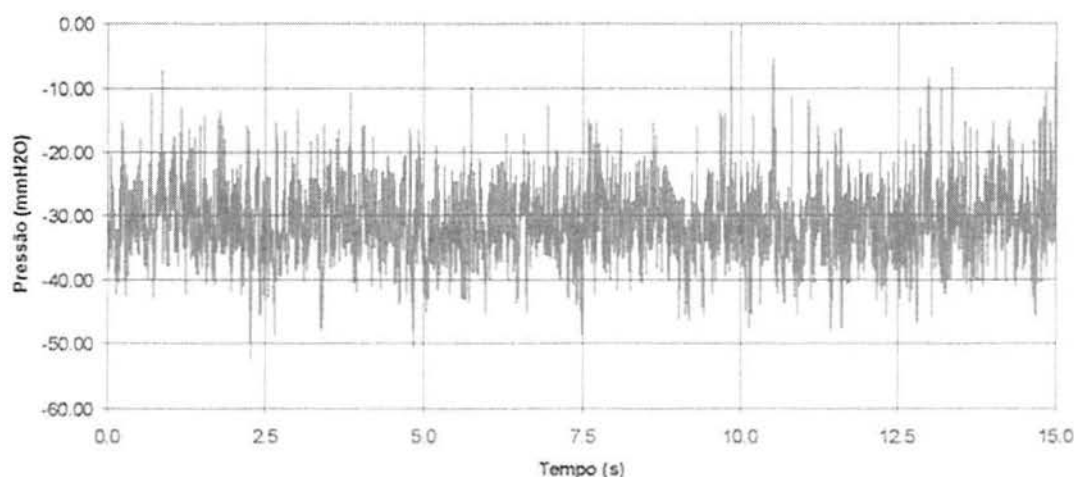


Fig. 4.6 (b) - Pressões flutuantes na superfície a sotavento do modelo rígido ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 10.2\text{m/s}$ )

A distribuição dos coeficientes de pressão média sobre a superfície do modelo rígido obtida através dos registros de pressões flutuantes podem ser vistos nas figuras abaixo para os ângulos de incidência de  $0^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $180^\circ$  para o mesmo valor de velocidade que aquele com que foram realizados os ensaios com medidas através do manômetro a álcool. Os coeficientes de pressão RMS também estão indicados nas figuras 4.8 (a) - (c). Os coeficientes de pressão média e RMS para o ensaio de pressões flutuantes foram calculados de acordo com a expressão indicada em (4.1) para a face principal do modelo.

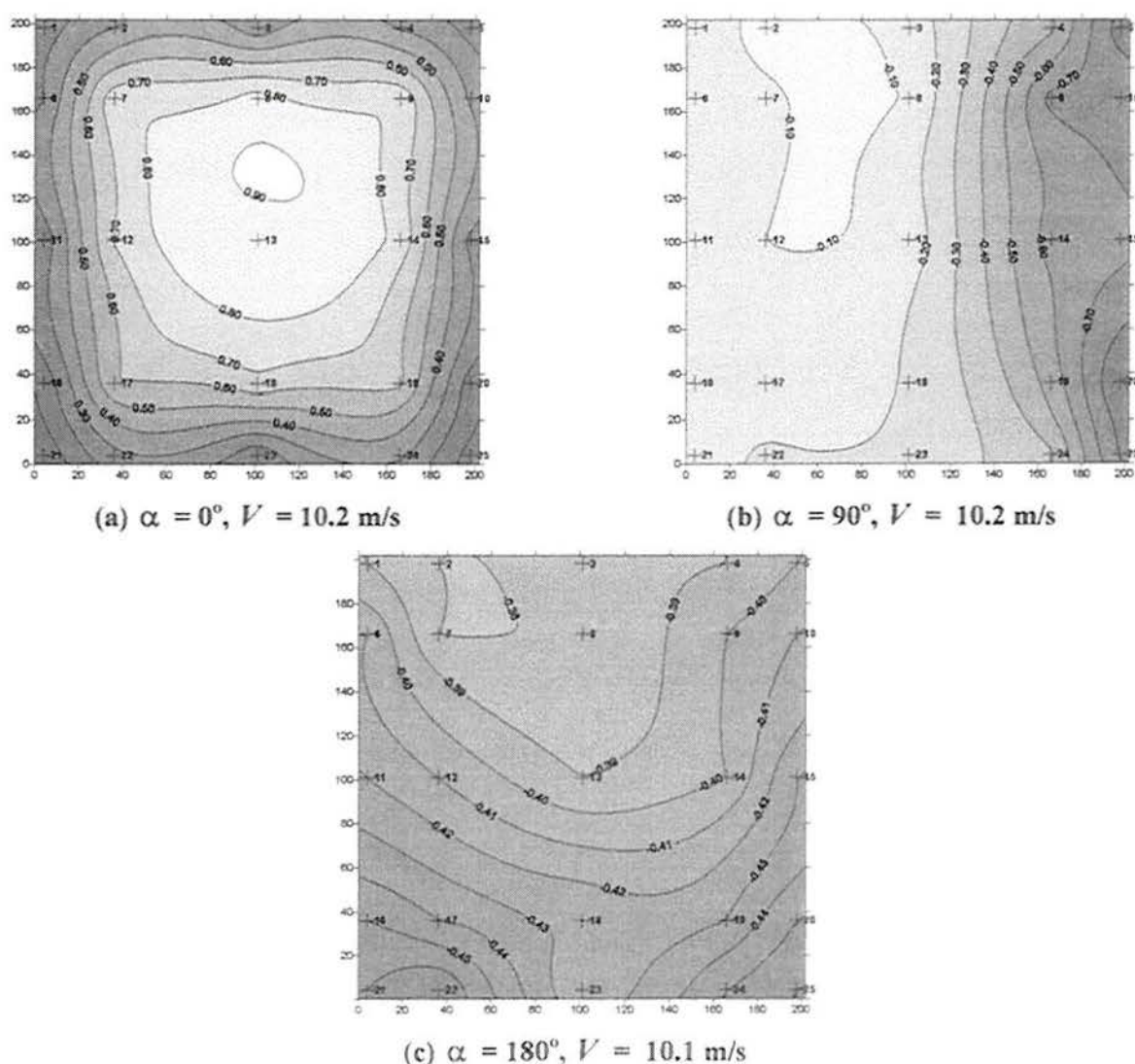


Fig. 4.7 (a) - (c) - Coeficientes de pressão média obtidos através dos transdutores *Honeywell* para modelo rígido

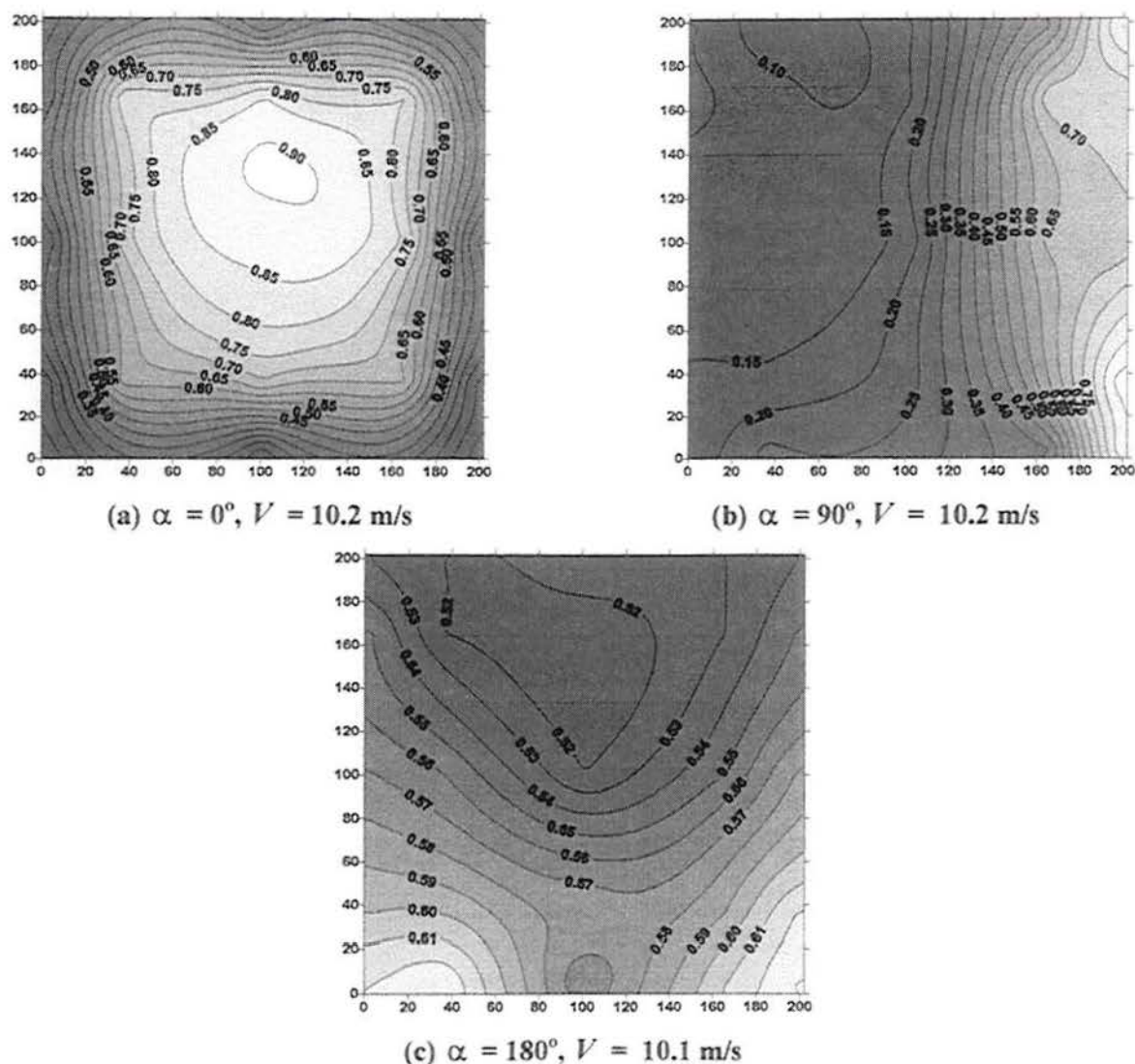


Fig. 4.8 (a) - (c) - Coeficientes de pressão RMS obtidos através dos transdutores *Honeywell* para modelo rígido

#### 4.2.2 Ensaio para modelo semi-flexível

Como para o modelo rígido, para o modelo semi-flexível realizou-se o ensaio para uma velocidade do vento interna no túnel de aproximadamente 10 m/s para 13 ângulos de incidência, e ainda para um ângulo de  $0^\circ$ , para as velocidades de 7.5m/s e 5 m/s, totalizando 15 ensaios, somando 450 leituras realizadas.

Na figura 4.9 pode-se observar o espectro de potência obtido a partir do sinal do acelerômetro colocado no interior do modelo, na qual está indicada a frequência de vibração do modelo para incidência do vento a  $0^\circ$ :

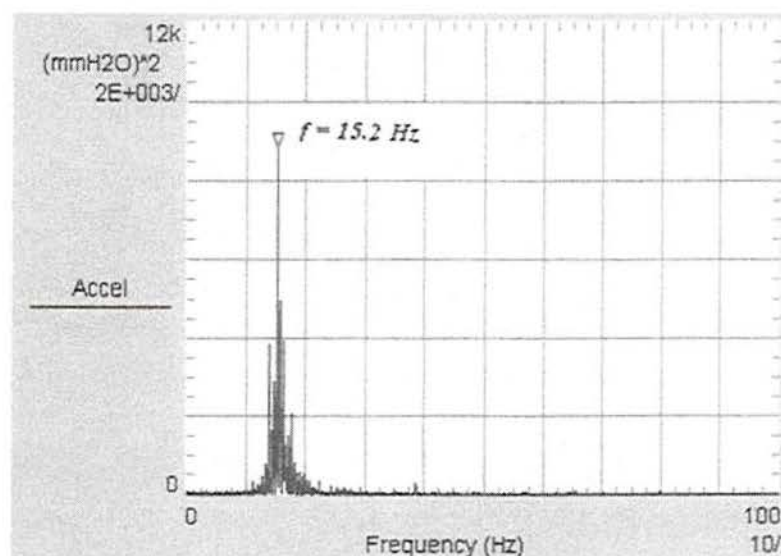
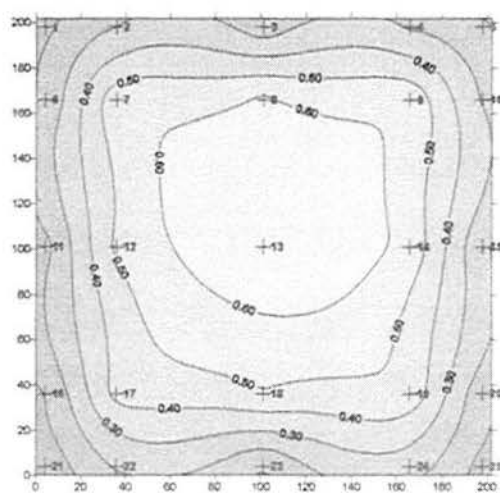


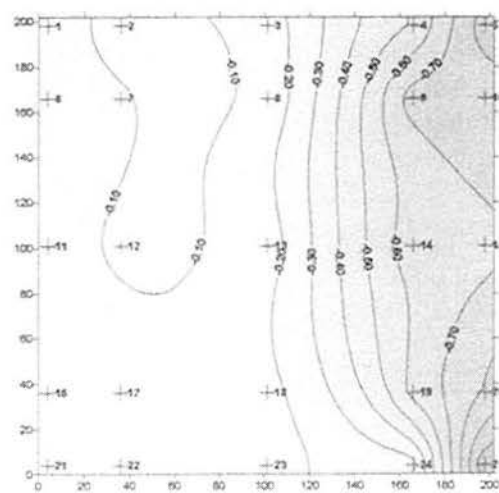
Fig. 4.9 - Espectro de potência para vibração do modelo - registro do acelerômetro (Modelo semi-flexível,  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 7.5 \text{ m/s}$ )

Os coeficientes de pressão média na superfície principal do modelo semi-flexível foram calculados de acordo com a expressão (4.1), sendo que os valores das pressões  $\Delta p$  e  $\Delta p_A$  foram obtidos a partir da média dos registros flutuantes para cada tomada de pressão.

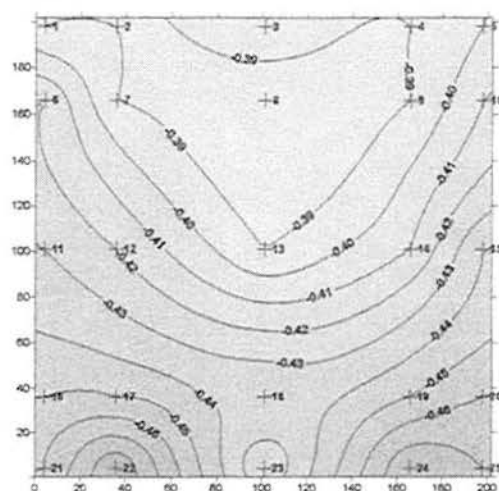
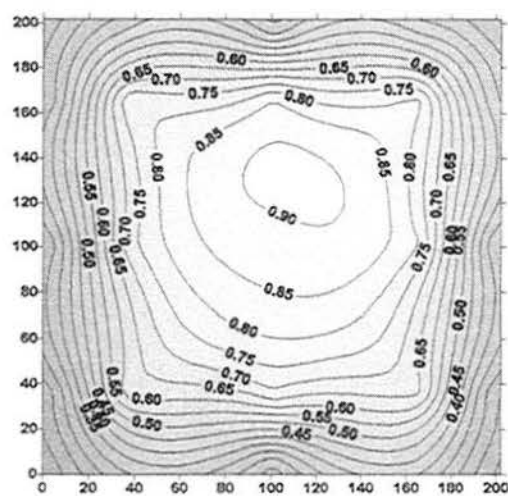
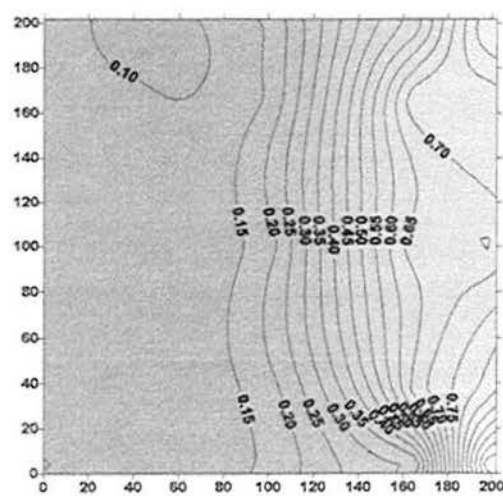
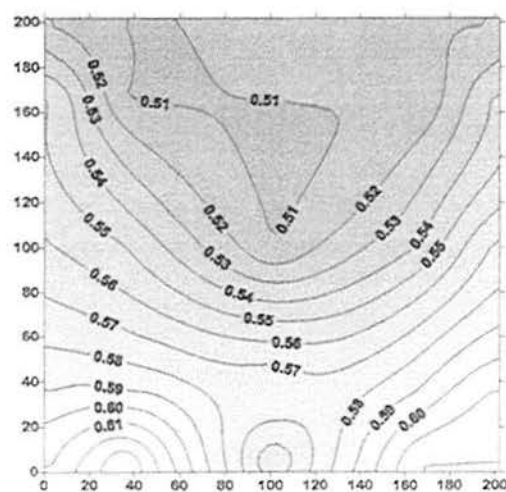
As distribuições dos coeficientes de pressão média e RMS na superfície para os ângulo de incidência de  $0^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $180^\circ$  estão indicadas nas figuras 4.10 (a) - (c) e 4.11 (a) - (c):



(a)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 10.1 \text{ m/s}$



(b)  $\alpha = 90^\circ$ ,  $V = 10.3 \text{ m/s}$

(c)  $\alpha = 180^\circ$ ,  $V = 10.1$  m/sFig. 4.10 (a) - (c) - Coeficientes de pressão média obtidos através dos transdutores *Honeywell* para modelo semi-flexível(a)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 10.1$  m/s(b)  $\alpha = 90^\circ$ ,  $V = 10.3$  m/s(c)  $\alpha = 180^\circ$ ,  $V = 10.1$  m/sFig. 4.11 (a) - (c) - Coeficientes de pressão RMS obtidos através dos transdutores *Honeywell* para modelo semi-flexível



### 4.2.3 Ensaio para modelo flexível

Para o modelo flexível foram realizados ensaios nas velocidades de 5 m/s e 7.5 m/s. Dada a resposta dinâmica intensa do modelo para velocidades de escoamento superiores a 7.6 m/s, não foram realizados ensaios até a velocidade de 10 m/s, para se evitar danos ao modelo.

O espectro de potência para o modelo flexível vibrando sob a ação do vento simulado pode ser visto na figura 4.12:

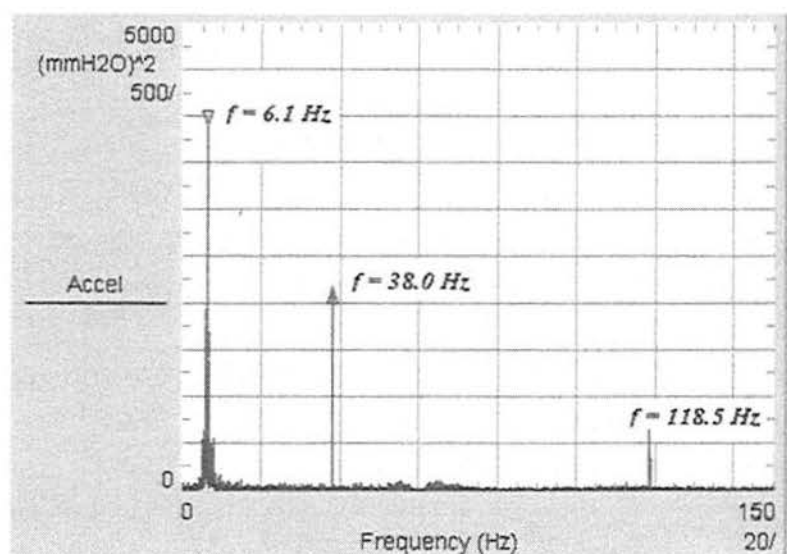


Fig. 4.12 - Espectro de potência para vibração do modelo - registro do acelerômetro (Modelo flexível,  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 5.3$  m/s)

Pode-se observar que há alguma alteração no valor da frequência natural de vibração do modelo, em relação àquela descrita no item 3.2.2. Isto se deve à presença das mangueiras ligadas ao modelo, e a interação com o escoamento. No entanto, a diferença entre os valores são pequenas, da ordem de 4%.

Sendo assim, para estes valores de velocidades, realizou-se medições para incidência do vento simulado variando de  $0^\circ$  a  $180^\circ$ , sendo a cada  $15^\circ$  para velocidade de aproximadamente 5 m/s, totalizando 13 ensaios, e a cada  $45^\circ$  para 7.5 m/s, num total de 5 ensaios, somando 540 registros.

Do mesmo modo que foi feito para os ensaios anteriores, calculou-se os coeficientes de pressão média para cada medição, a partir dos valores médios obtidos dos registros dos transdutores *Honeywell*, para comparação com as distribuições obtidas através do ensaio

de pressões médias medidos pelo manômetro a álcool e com as demais condições de rigidez do modelo. A distribuição de pressões para velocidade de 5 m/s para os mesmos ângulos mostrados para os outros ensaios está indicada nas figuras 4.13 (a) - (c) e 4.14 (a) - (c).

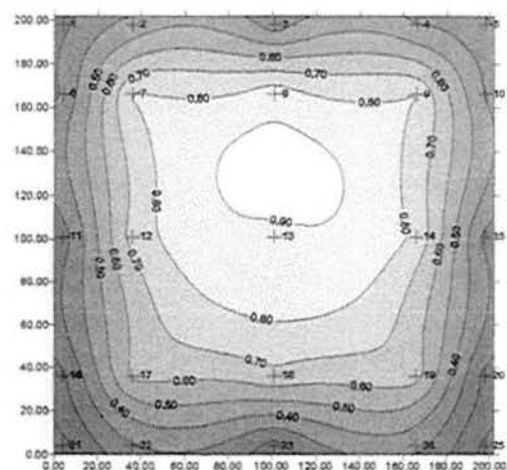
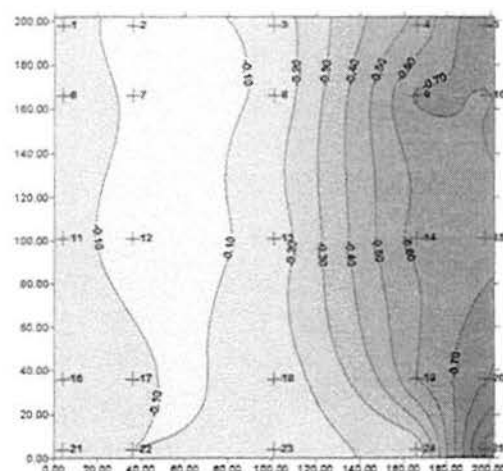
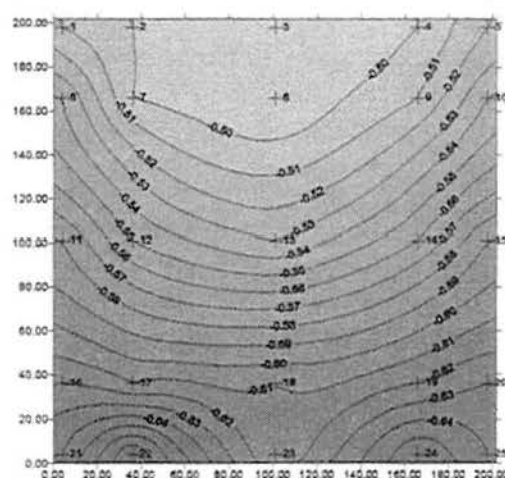
(a)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 5.3$  m/s(b)  $\alpha = 90^\circ$ ,  $V = 5.4$  m/s(c)  $\alpha = 180^\circ$ ,  $V = 5.3$  m/s

Fig. 4.13 (a) - (c) - Coeficientes de pressão média obtidos através dos transdutores *Honeywell* para modelo flexível

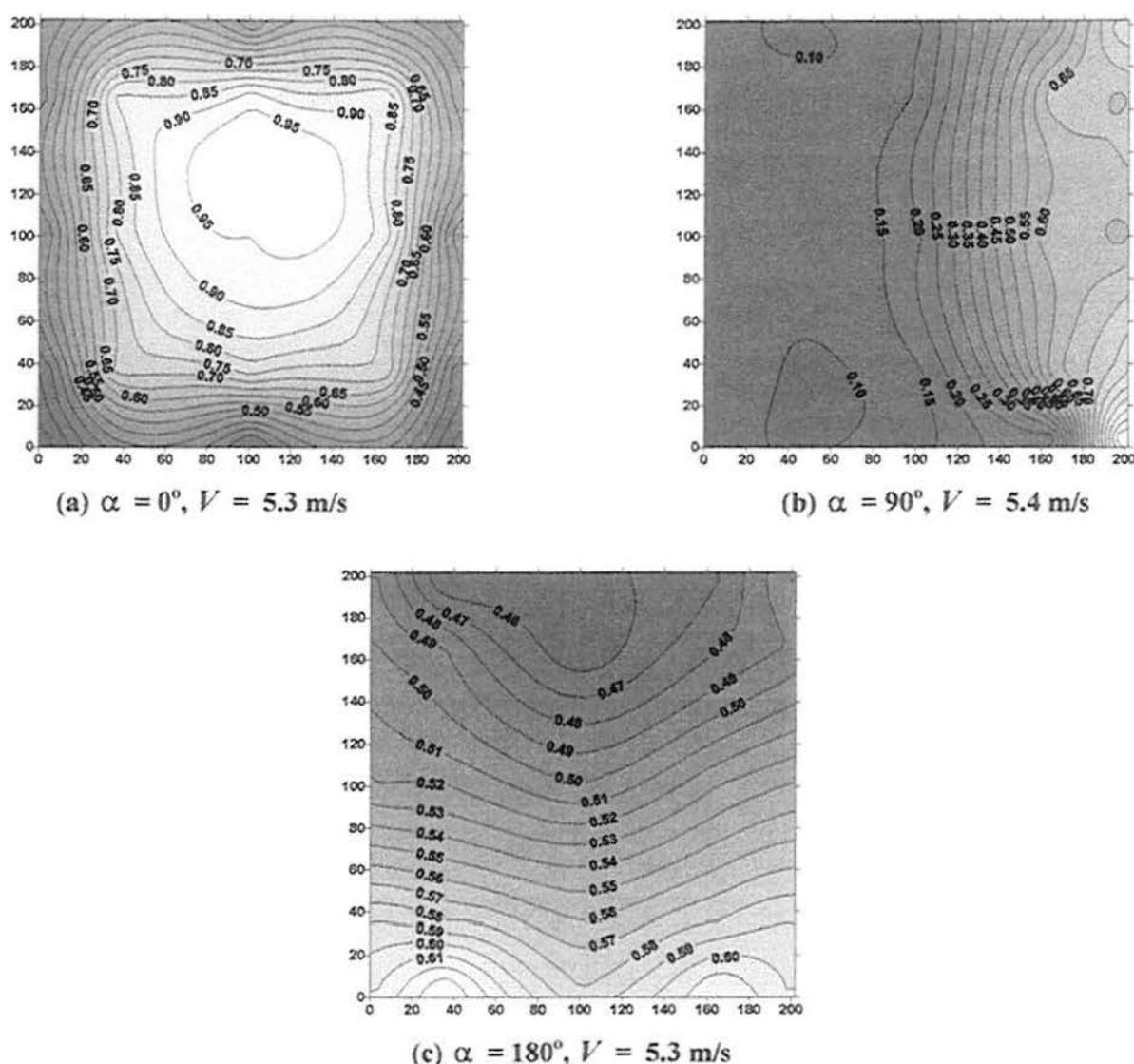


Fig. 4.14 (a) (c) - Coeficientes de pressão RMS obtidos através dos transdutores *Honeywell* para modelo flexível

### 4.3 Diferença entre os coeficientes de pressão:

A diferença entre os coeficientes de pressão foi calculada para possibilitar a comparação entre as distribuições dos coeficientes obtidos nos ensaios para as diversas condições de flexibilidade. Para o cálculo da diferença entre os coeficientes de pressão média, tomou-se como referência os coeficientes de pressão obtidos a partir do registro do multimanômetro a álcool, para o modelo rígido. Para os coeficientes de pressão RMS, adotou-se como referência a distribuição dos coeficientes para o modelo rígido, para velocidade de escoamento similares. As distribuições referentes aos ângulos de incidência de  $0^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $180^\circ$  para coeficientes de pressão média e RMS estão indicados nas figuras a seguir.

### 4.3.1 Diferença entre distribuições dos coeficientes de pressão média:

- Modelo rígido:

As distribuições das figuras 4.7 (a) - (c) são comparáveis com aquelas das figuras 4.5 (a) - (c). As diferenças entre os coeficientes de pressão média referentes a estas distribuições estão indicadas nas figuras 4.15 (a) - (c):

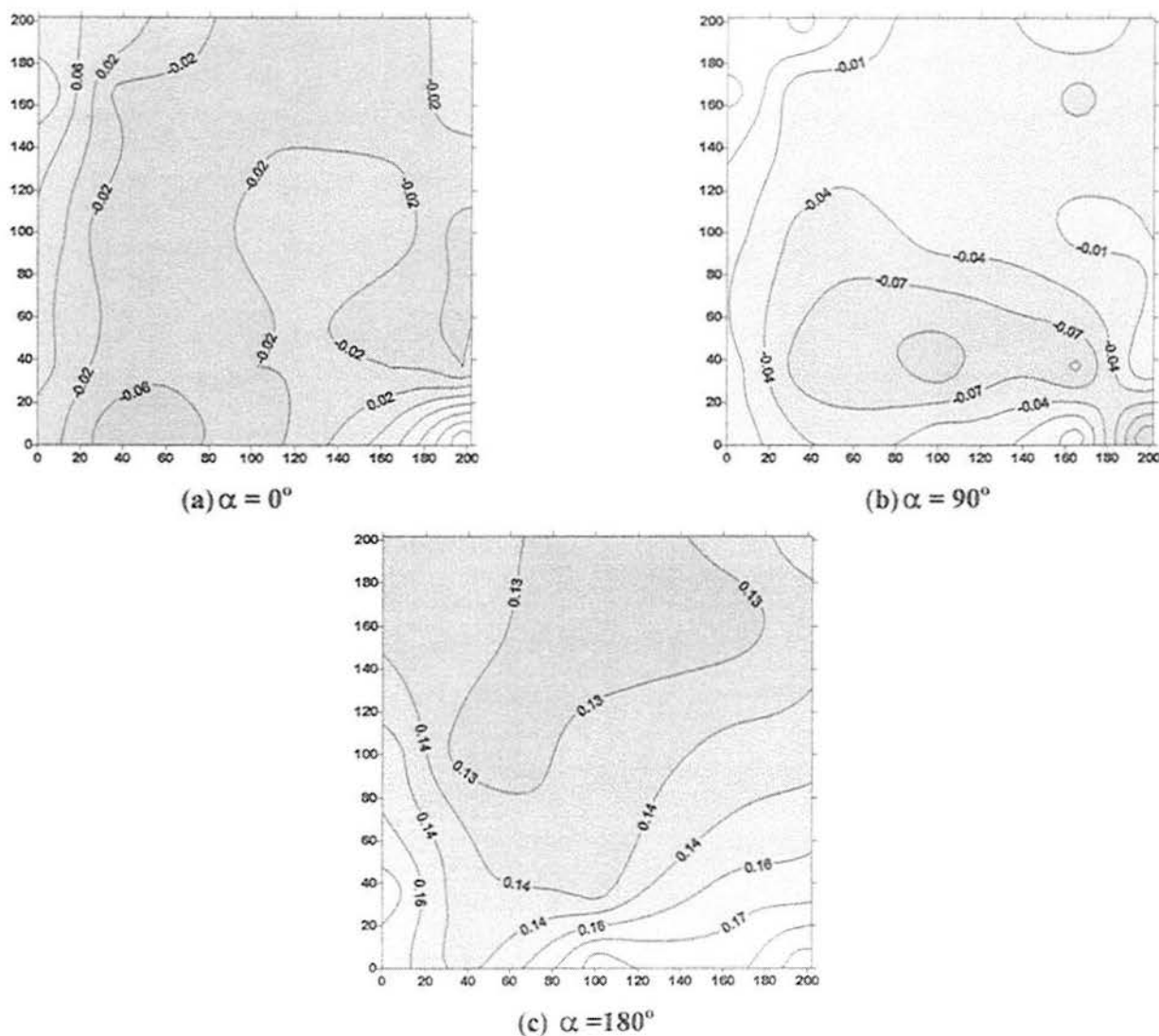


Fig. 4.15 (a)-(c) - Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo rígido ( $V=10\text{m/s}$ )

Pode-se perceber uma ótima concordância para os resultados de pressão média com o multi-manômetro a álcool e com os transdutores *Honeywell* para os ângulos de incidência de  $0^\circ$  e  $90^\circ$ . Maiores diferenças são observadas para o ângulo de  $180^\circ$ .

- Modelo semi-flexível:

As distribuições das figuras 4.10 (a) - (c) são aqui comparadas com as das figuras 4.5 (a) - (c). As diferenças entre os coeficientes de pressão média destas distribuições estão indicadas nas figuras a seguir.

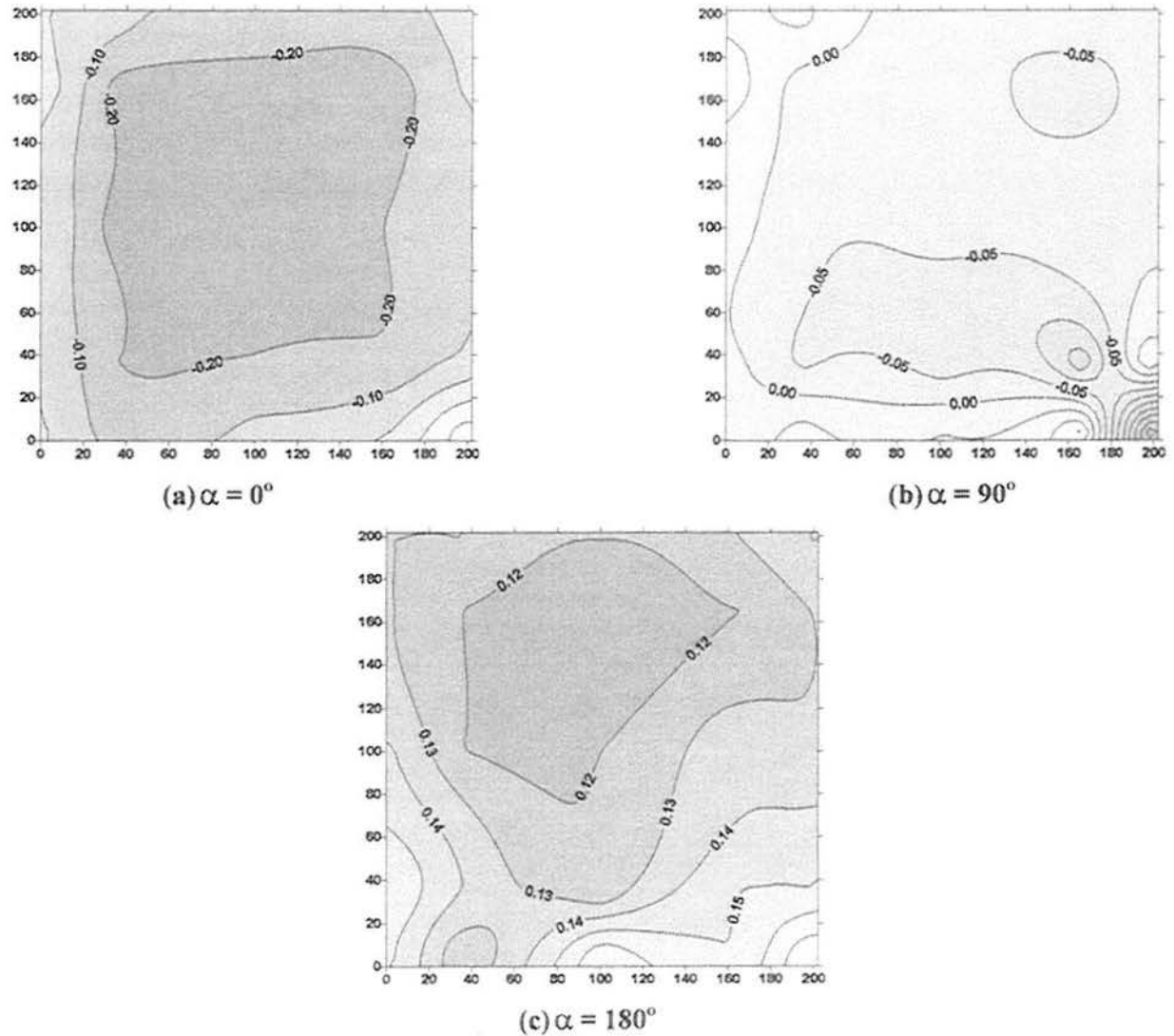


Fig. 4.16 (a)-(c) - Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo semi-flexível ( $V=10\text{m/s}$ )

Para o modelo semi-flexível, novamente, pode-se observar uma ótima concordância das distribuições de pressões médias, indicadas em 4.10 (a) - (c), com as distribuições obtidas para o modelo rígido com o multi-manômetro a álcool (figuras 4.5) e com as médias dos registros dos transdutores (figuras 4.7).

- Modelo flexível:

As distribuições das figuras 4.13 (a) - (c), correspondentes ao modelo flexível ensaiado para uma velocidade de escoamento de 5m/s, são aqui comparadas com as distribuições para o modelo rígido, e uma velocidade de escoamento de 10 m/s:

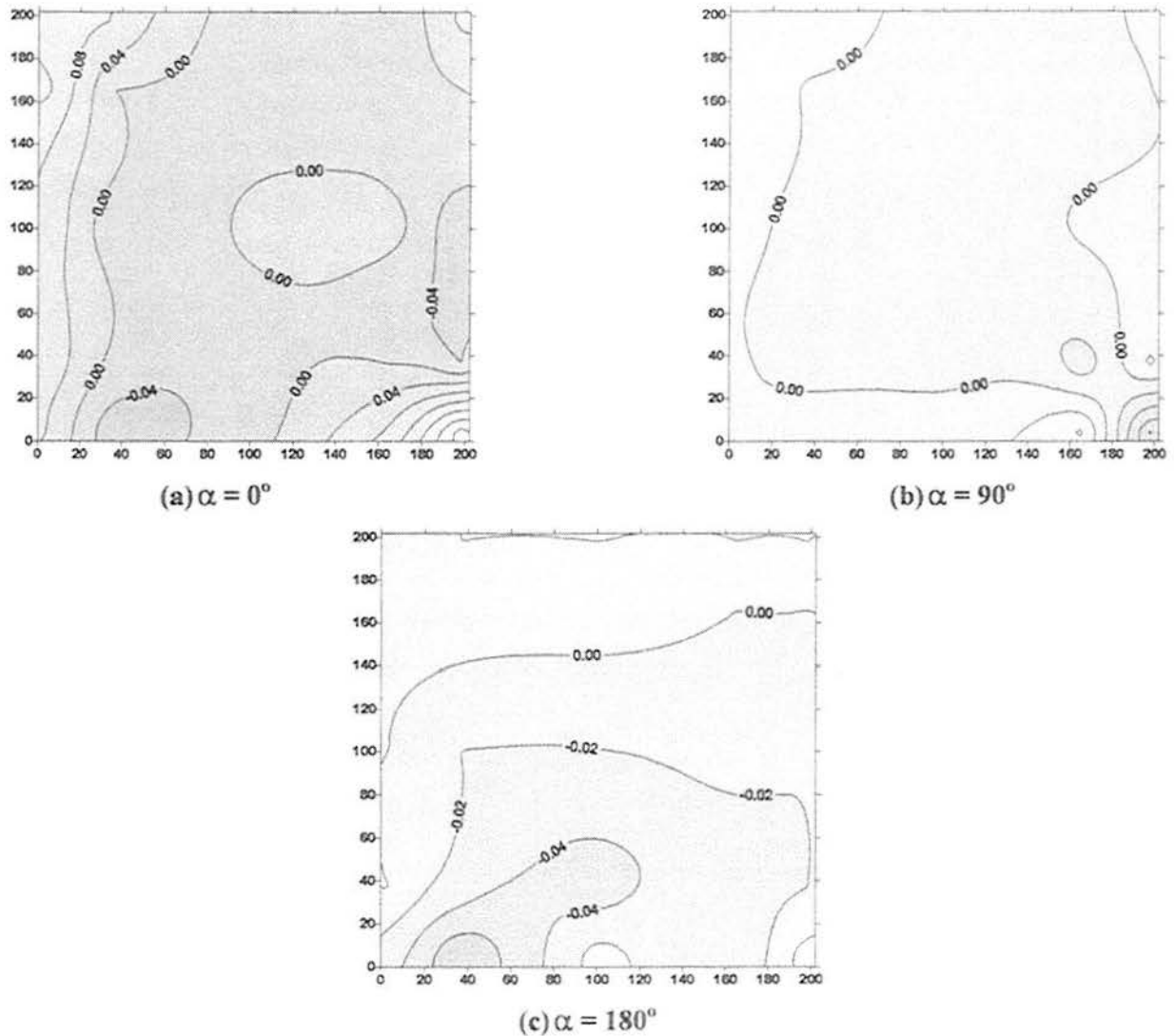


Fig. 4.17 (a)-(c) - Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo flexível ( $V=5\text{m/s}$ )

Comparando-se as figuras 4.13 (a) - (c) com figuras 4.5 (a) - (c), pode-se observar um ótima concordância para o modelo rígido e flexível, apesar das diferentes velocidades utilizadas para os ensaios, conforme pode-se visualizar a partir das distribuições acima, referente às diferenças entre as duas condições.

Gráficos para comparação das demais velocidades de escoamento ensaiadas podem ser observados no Anexo II, onde são apresentadas as distribuições para as diversas condições de ensaio.

### 4.3.2 Diferença entre os coeficientes de pressão RMS:

Os coeficientes de pressão RMS obtidos para as condições de ensaio com o modelo com flexibilidade foram comparados àqueles obtidos para os ensaios com o modelo rígido para mesma velocidade de ensaio. As distribuições destes coeficientes para modelo semi-flexível e flexível para os ângulos de  $0^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $180^\circ$  são indicadas nas figuras 4.18 (a) - (c) e 4.19 (a) - (c).

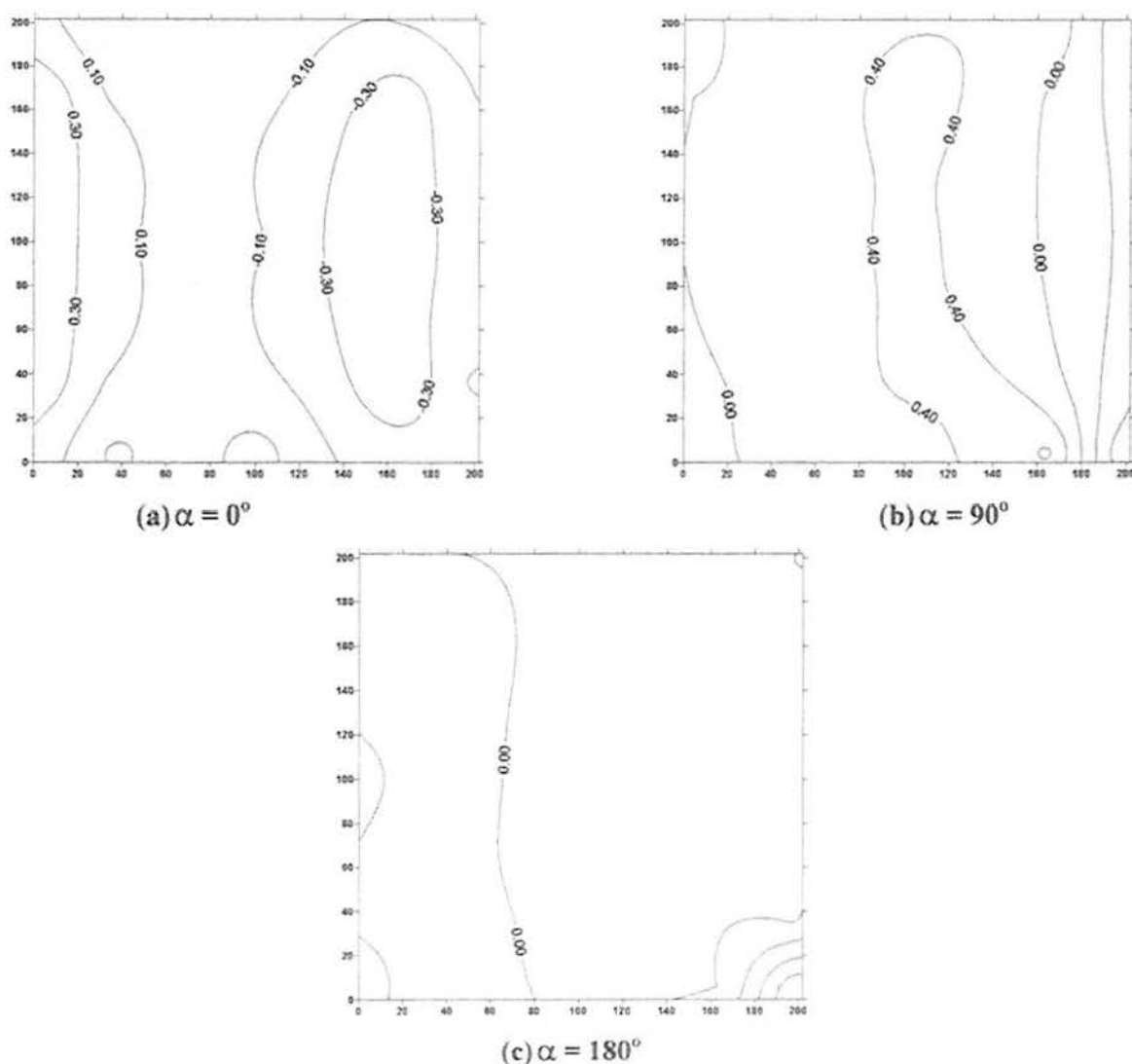


Fig. 4.18 (a)-(c) - Diferença entre os coeficientes de pressão RMS para modelo semi-flexível ( $V=10\text{m/s}$ )

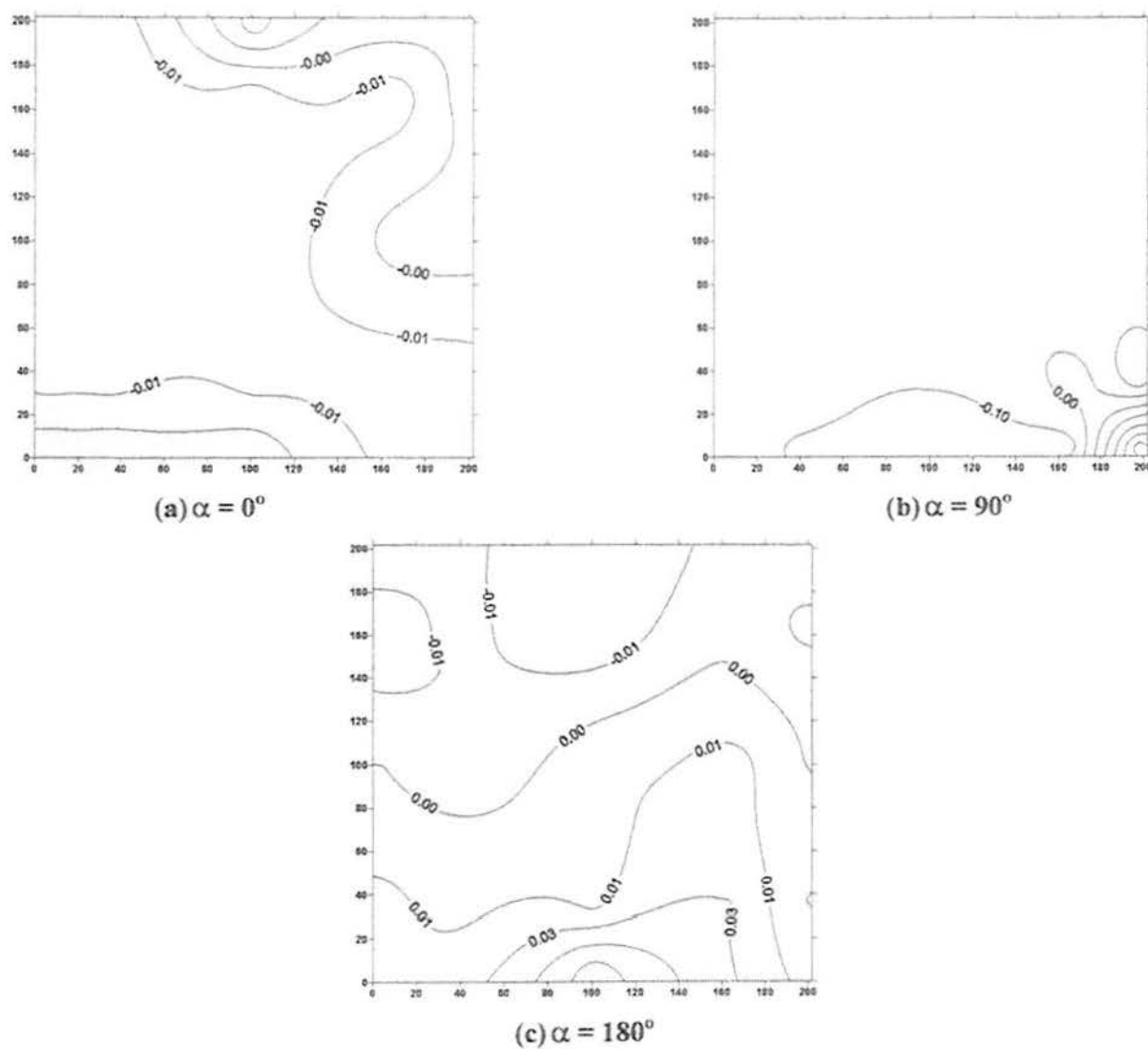


Fig. 4.19 (a)-(c) - Diferença entre os coeficientes de pressão RMS para modelo flexível ( $V=5\text{m/s}$ )



## 5. Aplicação do Método da Decomposição Modal

### 5.1 Distribuição dos Modos Normais na superfície do modelo

As matrizes de covariância e dos coeficientes de correlação para cada ensaio foram calculadas com a utilização do programa EXCEL 97, que fornece na forma de planilha estes valores com base nos registros de pressões flutuantes no tempo, obtidos pelos transdutores de pressão nos ensaios com o modelo em túnel de vento. Para cada um dos ângulos de incidência do vento, e para cada condição de rigidez do modelo, foram calculadas as matrizes de correlação, e a partir destas matrizes são calculados os autovetores e os autovalores, como já foi dito anteriormente.

De posse das matrizes de correlação para pressões de vento, o cálculo dos autovetores e dos autovalores correspondentes foi realizado utilizando o programa MATLAB 5.0, que fornece em arquivos a matriz de autovetores e os autovalores associados. Para diferentes ângulos de incidência do vento simulado, e para diferentes características de ensaio, foram traçadas as primeiras seis formas modais na superfície do modelo.

Os autovetores resultantes da decomposição da matriz de coeficientes de correlação foram normalizados de forma a serem ortonormais, ou seja, a norma do vetor é igual a unidade.

Nas figuras a seguir, pode-se verificar as seis primeiras formas modais para o ângulo de  $0^\circ$ , para as diversas condições de flexibilidade do modelo e para os diversos valores de velocidades dos ensaios. As formas modais para os ângulos de  $45^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $135^\circ$  e  $180^\circ$  são apresentadas no Anexo III.



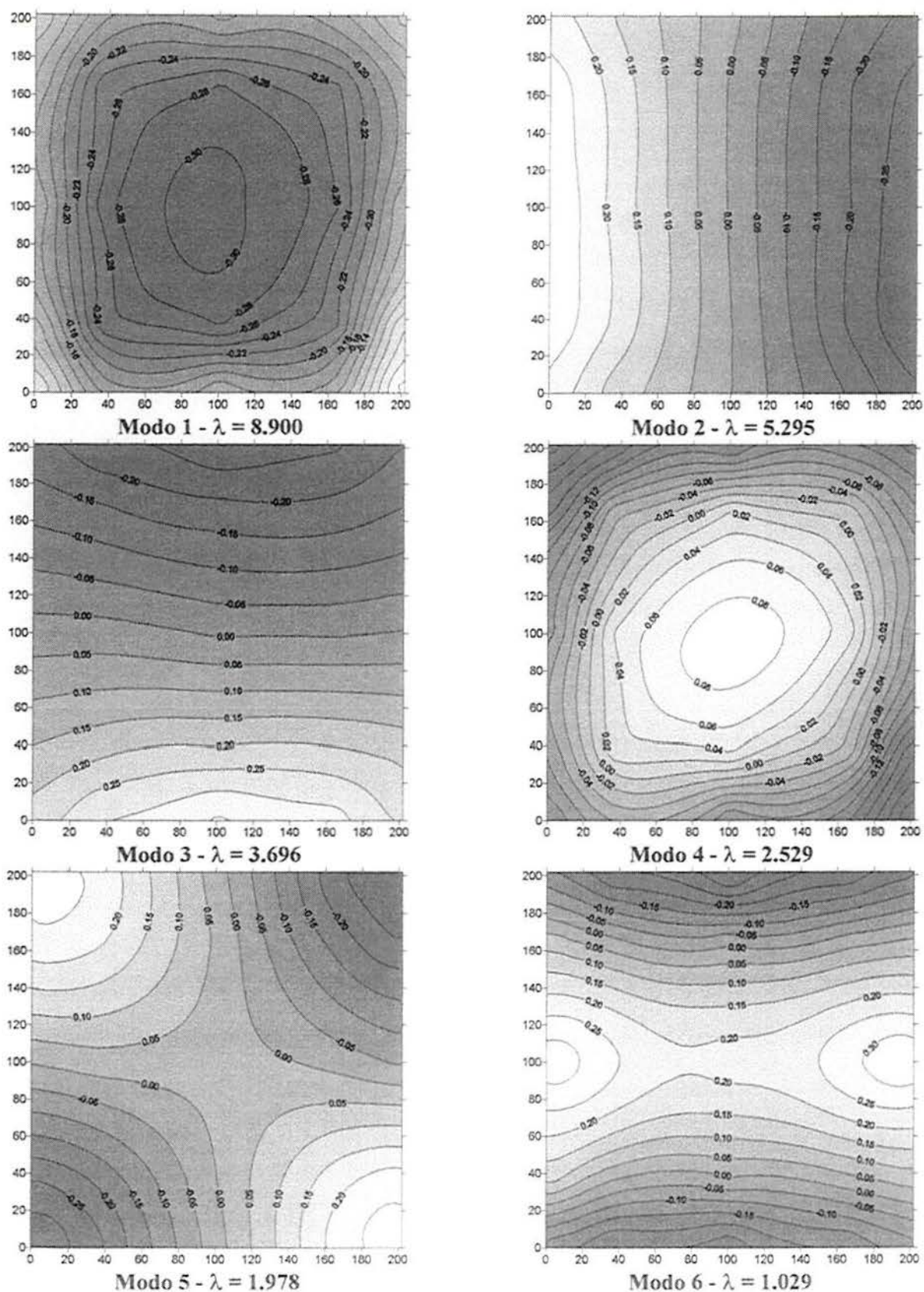


Fig. 5.2 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $0^\circ$ ,  $V=7.6\text{m/s}$

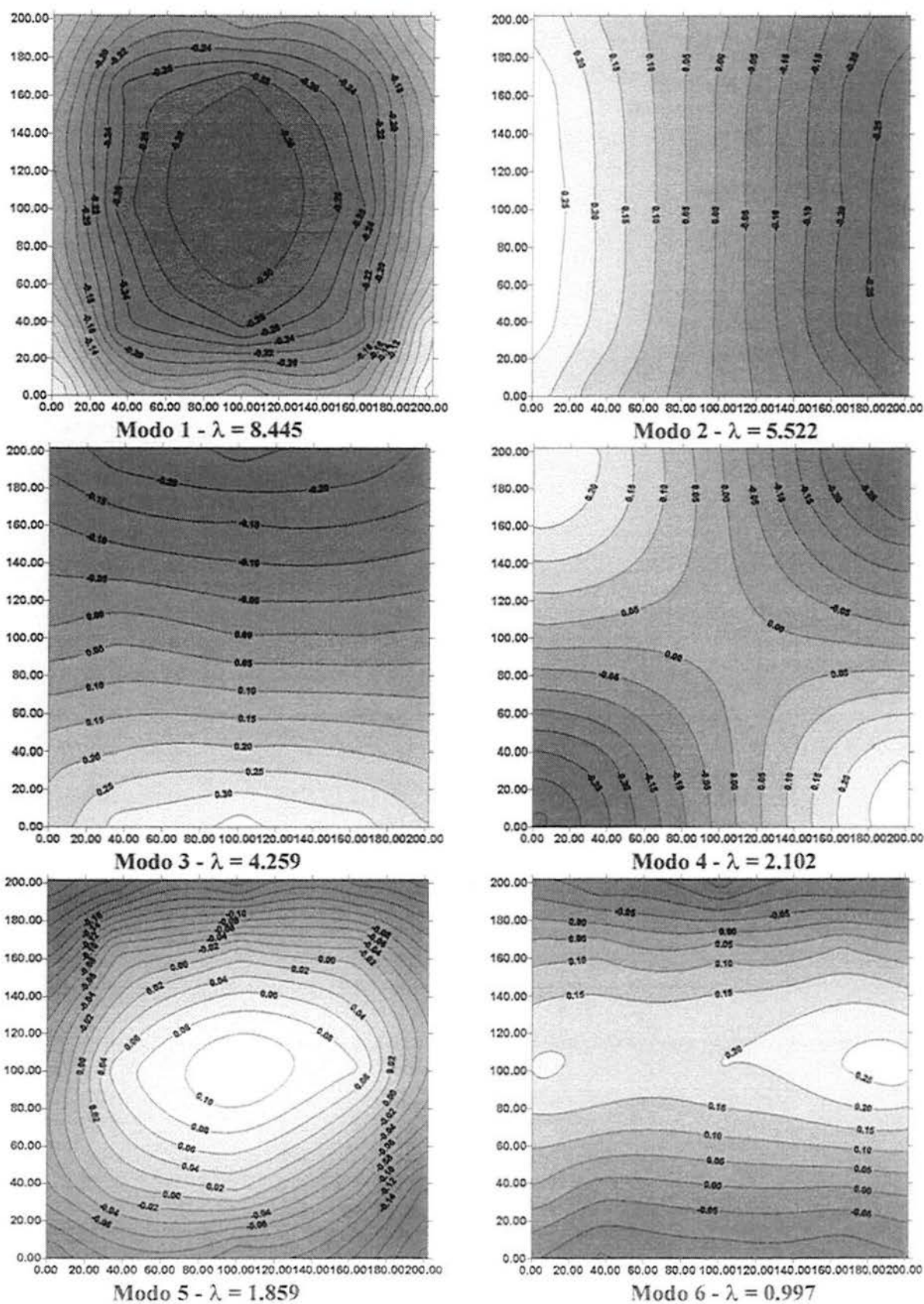


Fig. 5.3 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $0^\circ$ ,  $V=10.2\text{m/s}$

## 5.1.2 Modelo semi-flexível

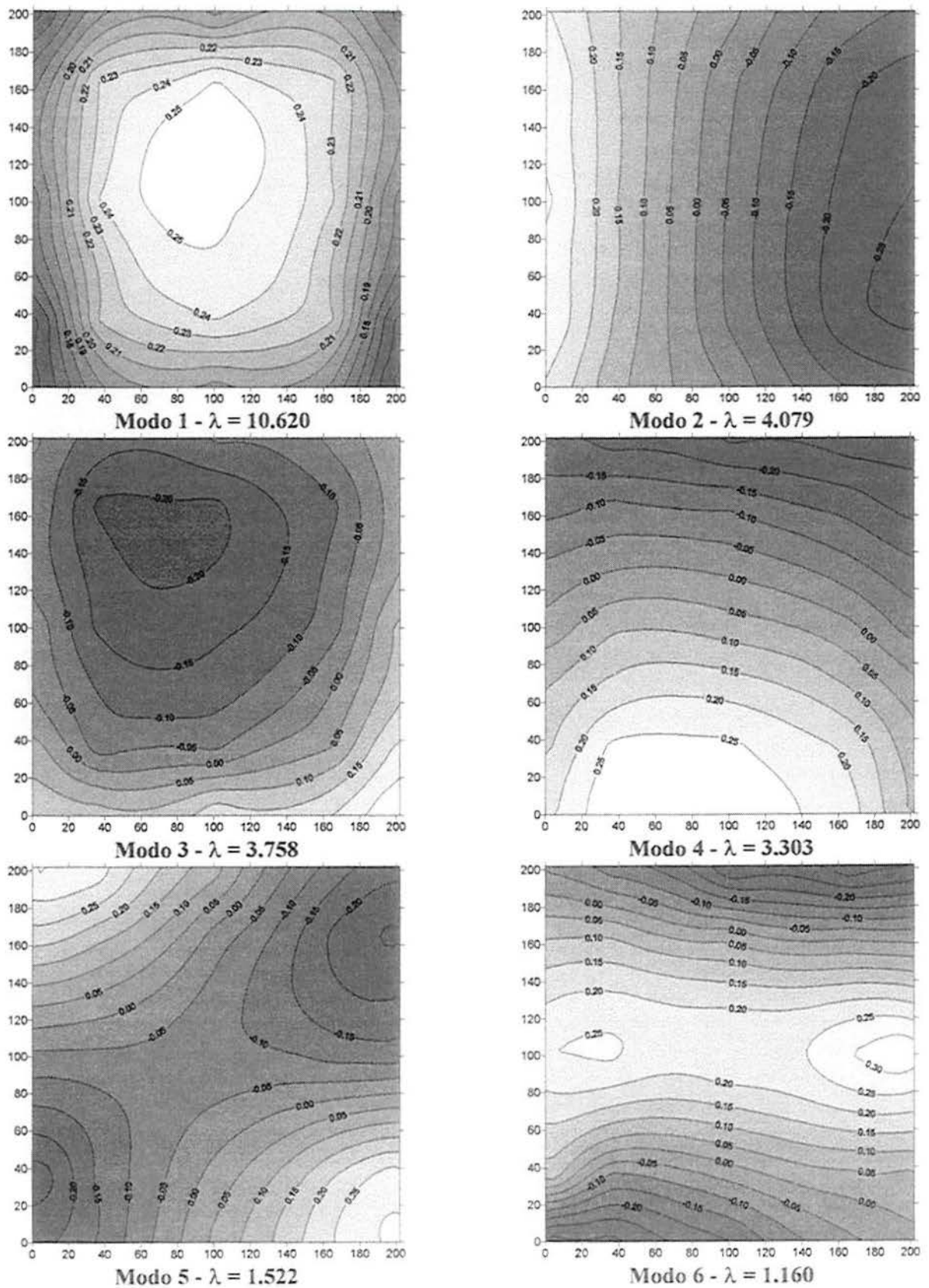


Fig. 5.4 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de  $0^\circ$ ,  $V=5.4$  m/s

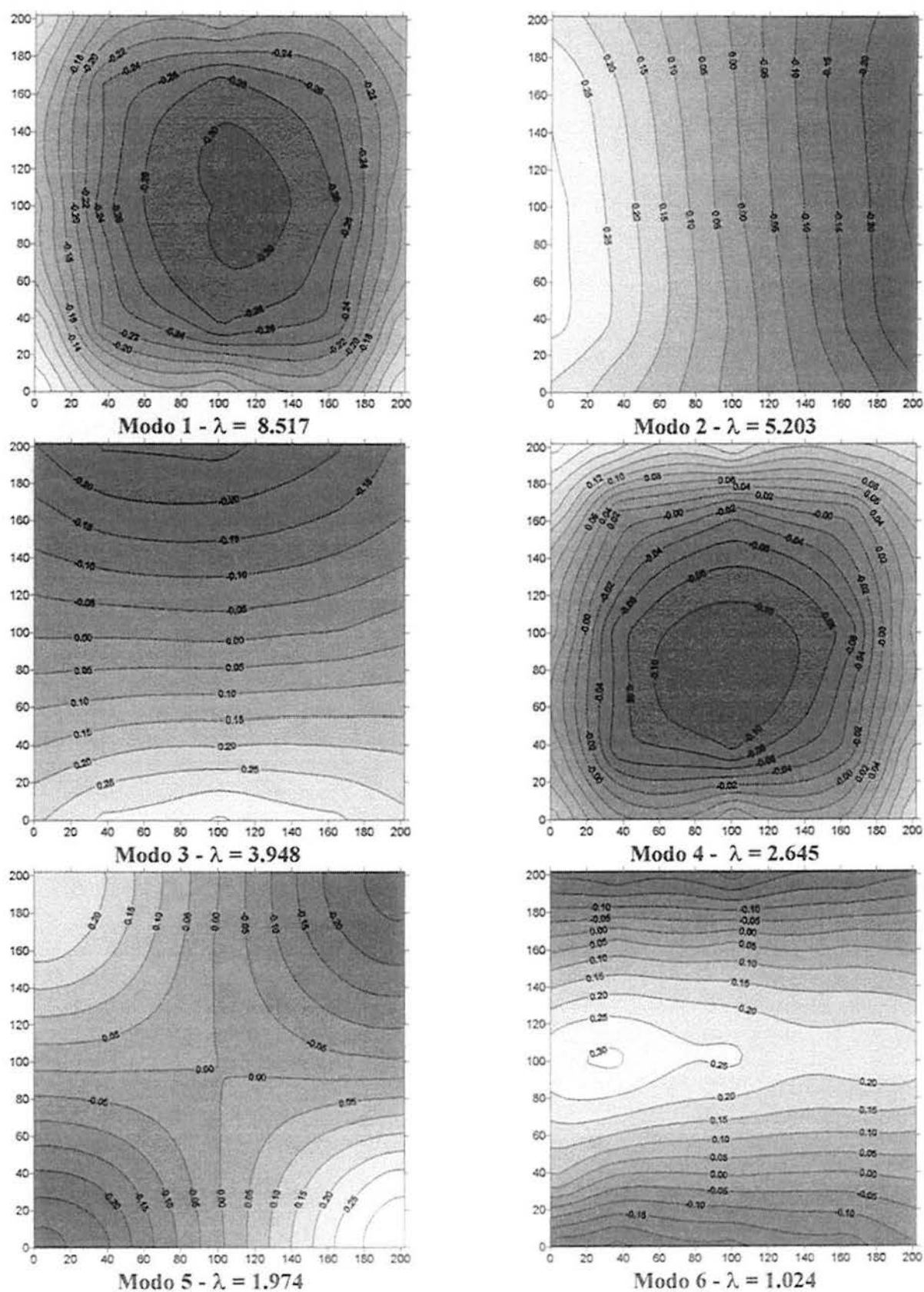


Fig. 5.5 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de  $0^\circ$ ,  $V=7.5$  m/s

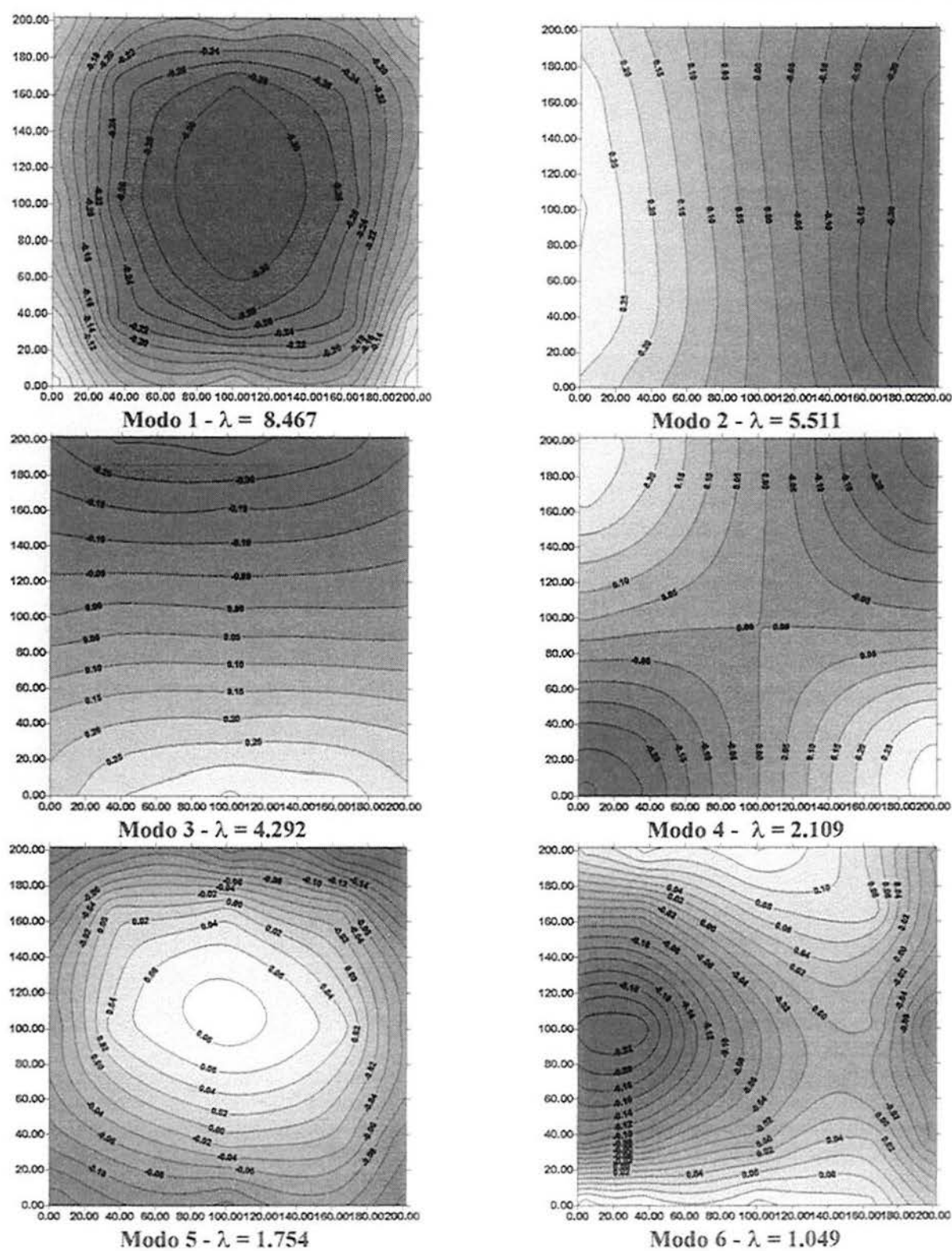


Fig. 5.6 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de  $0^\circ$ ,  $V=10.1$  m/s

## 5.1.3 Modelo flexível

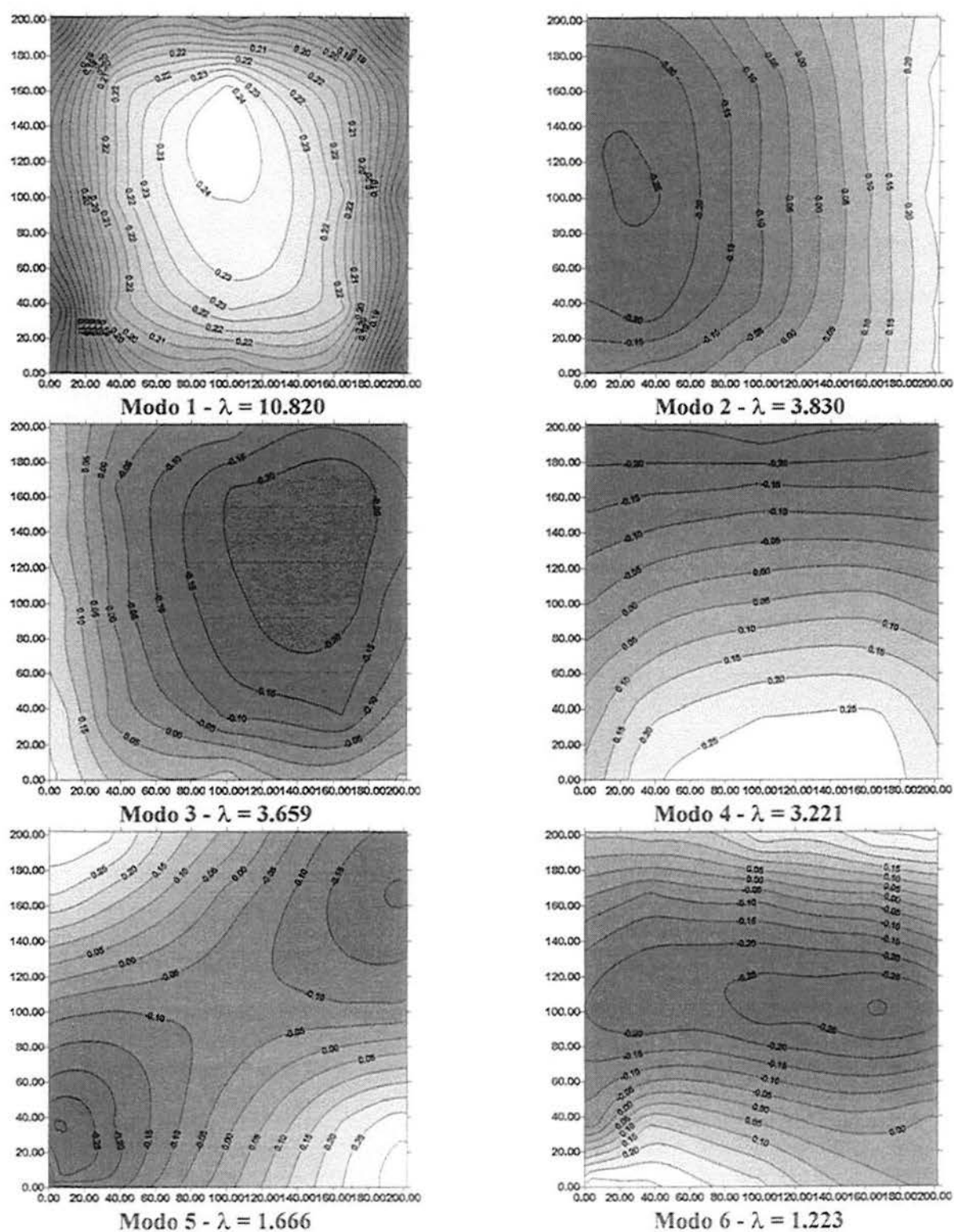


Fig. 5.7 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de  $0^\circ$ ,  $V=5.3\text{m/s}$



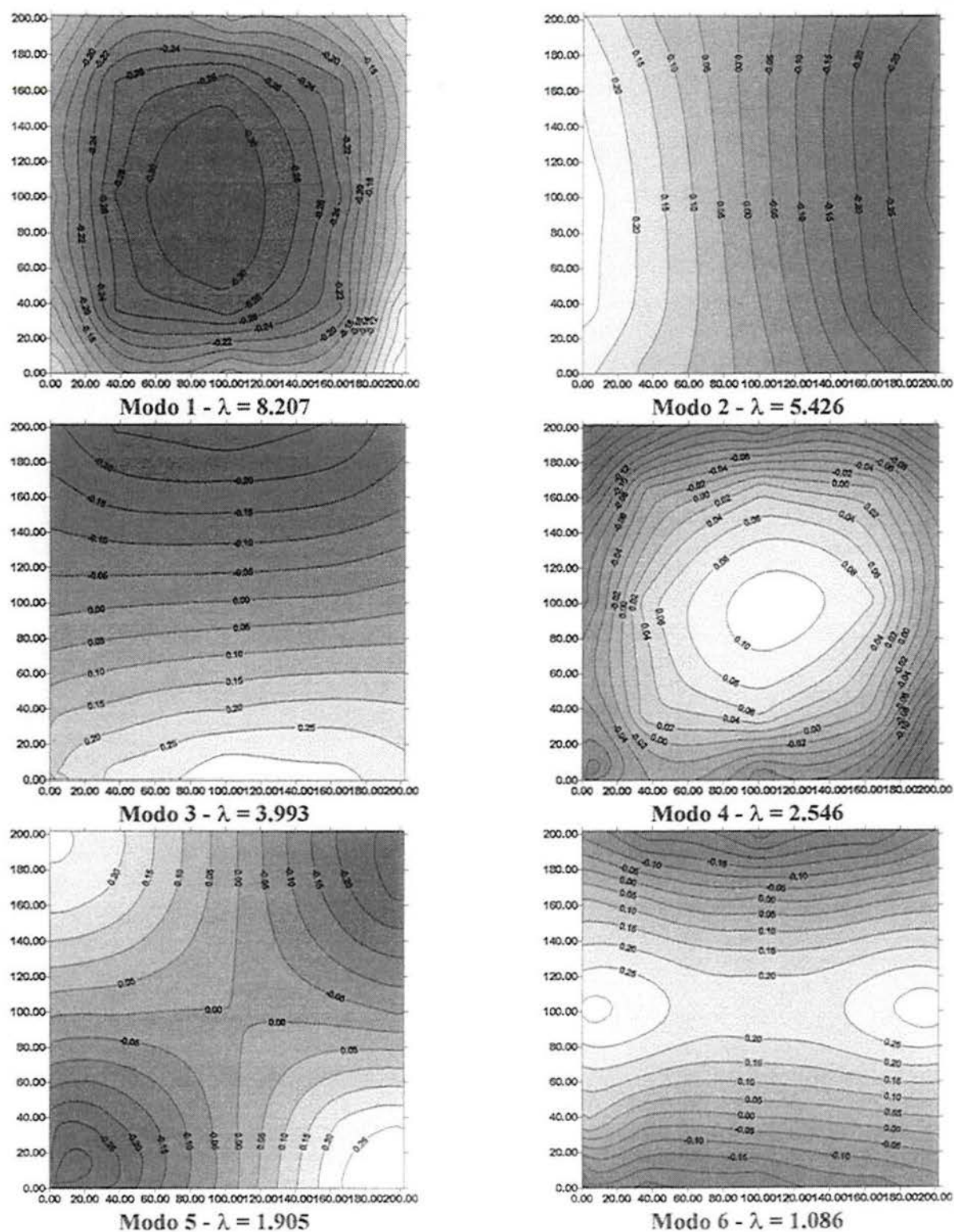


Fig. 5.8 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de  $0^\circ$ ,  $V=7.6\text{m/s}$

## **5.2 Avaliação da aplicação do Método da Decomposição Modal**

### **5.2.1 Diferença entre os autovetores:**

Para visualizar as diferenças entre as seis primeiras formas modais para as diferentes condições de flexibilidade do modelo calculou-se a diferença simples entre o valor absoluto das componentes dos autovetores a serem comparados, conforme os ângulos de incidência do vento e os valores de velocidade do escoamento durante a realização dos ensaios.

No cálculo desta diferença tomou-se como referência o modelo rígido, para o qual não se tem restrições quanto a aplicação do Método da Decomposição Modal já que não é permitida a vibração do modelo, ou seja, não há resposta ressonante. As formas modais foram comparadas para mesmo ângulo de incidência e velocidade do vento no ensaio com o modelo flexível.

As diferenças entre as formas modais para alguns ângulos de incidência e algumas velocidades de escoamento para modelo semi-flexível e flexível estão indicadas nas figuras 5.9 a 5.12:

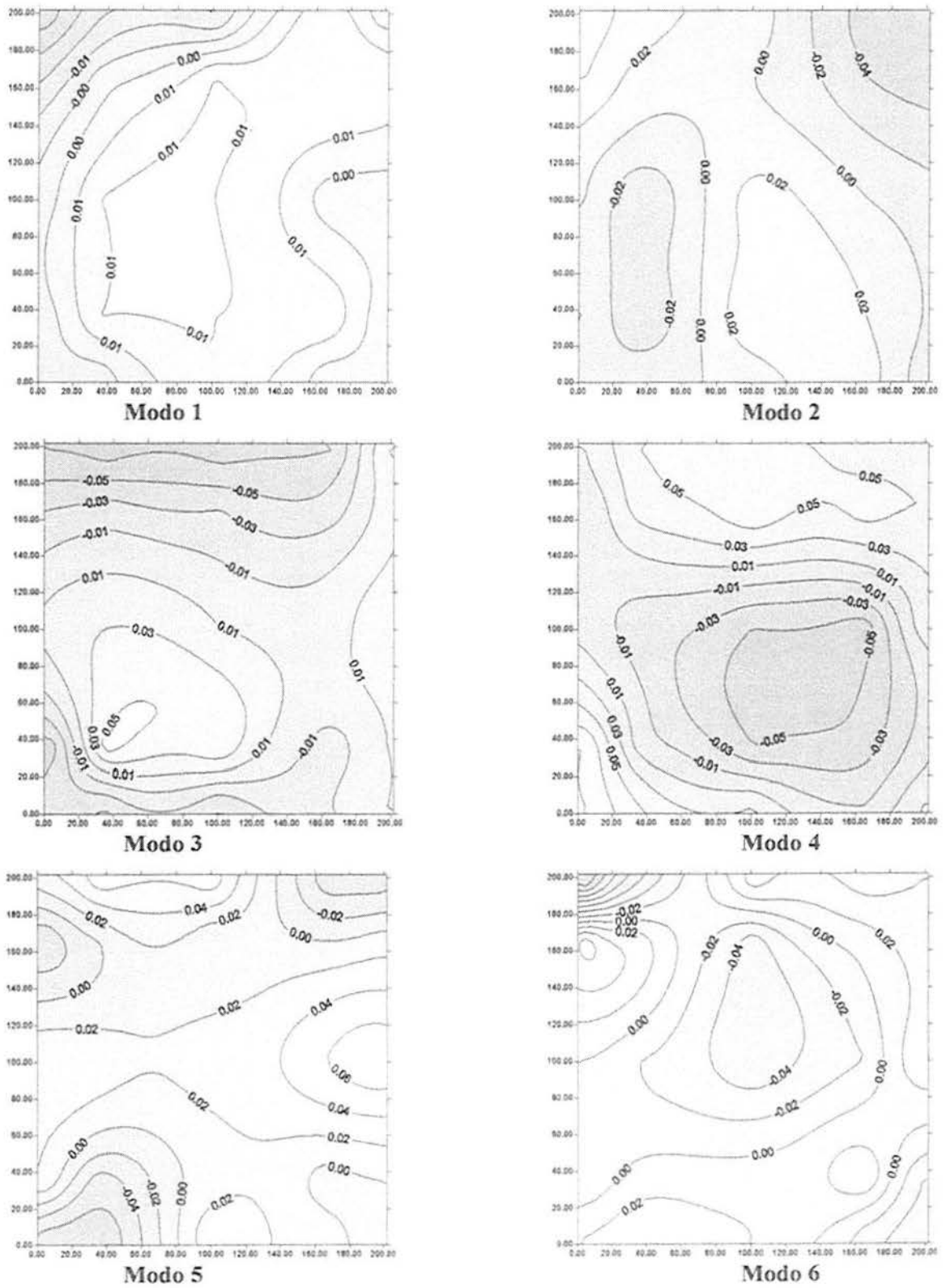


Fig. 5.9 - Diferença entre os seis primeiros modos (Modelo semi-flexível,  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 5$  m/s)

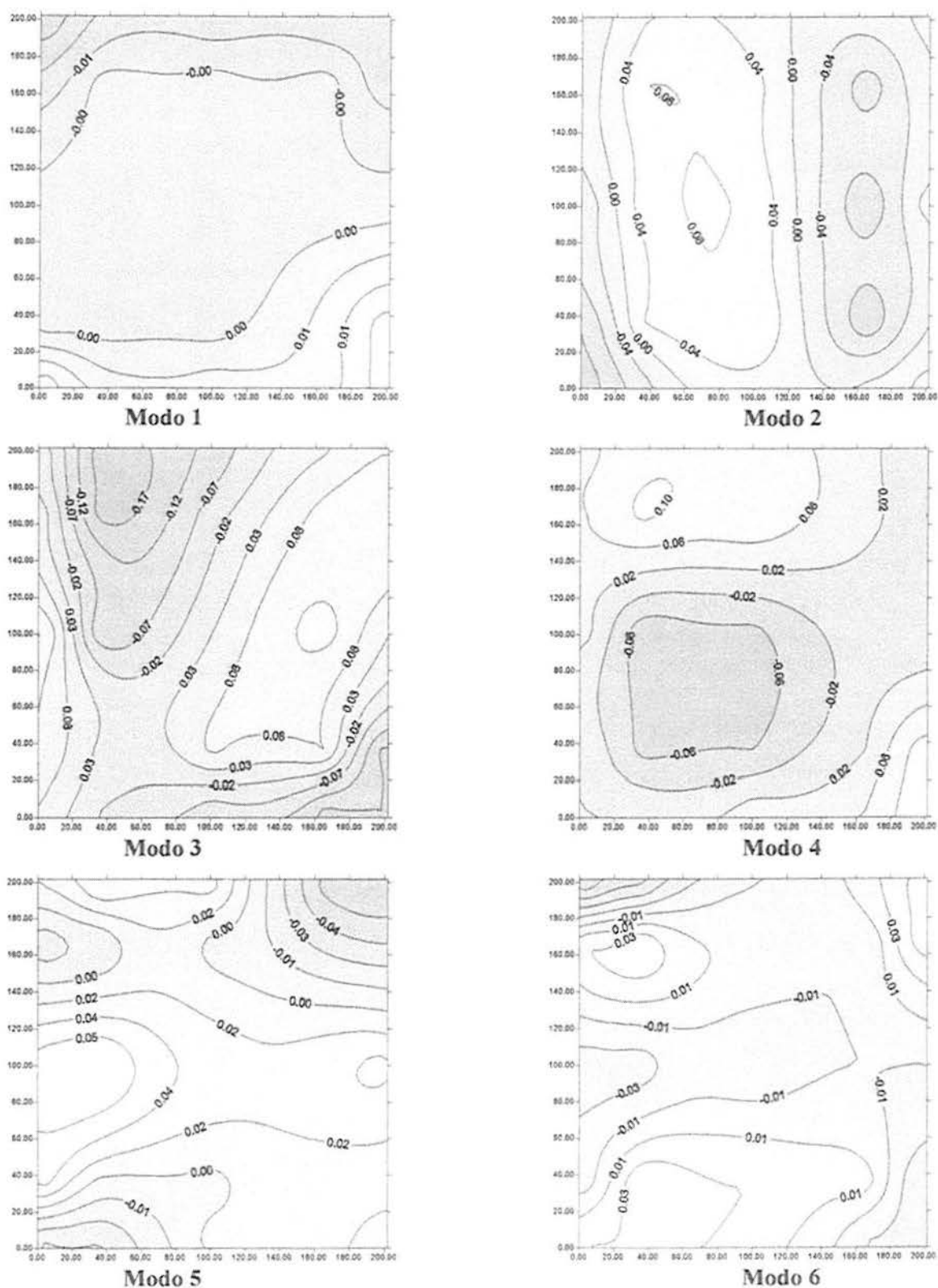


Fig. 5.10 - Diferença entre os seis primeiros modos (Modelo flexível,  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 5$  m/s)

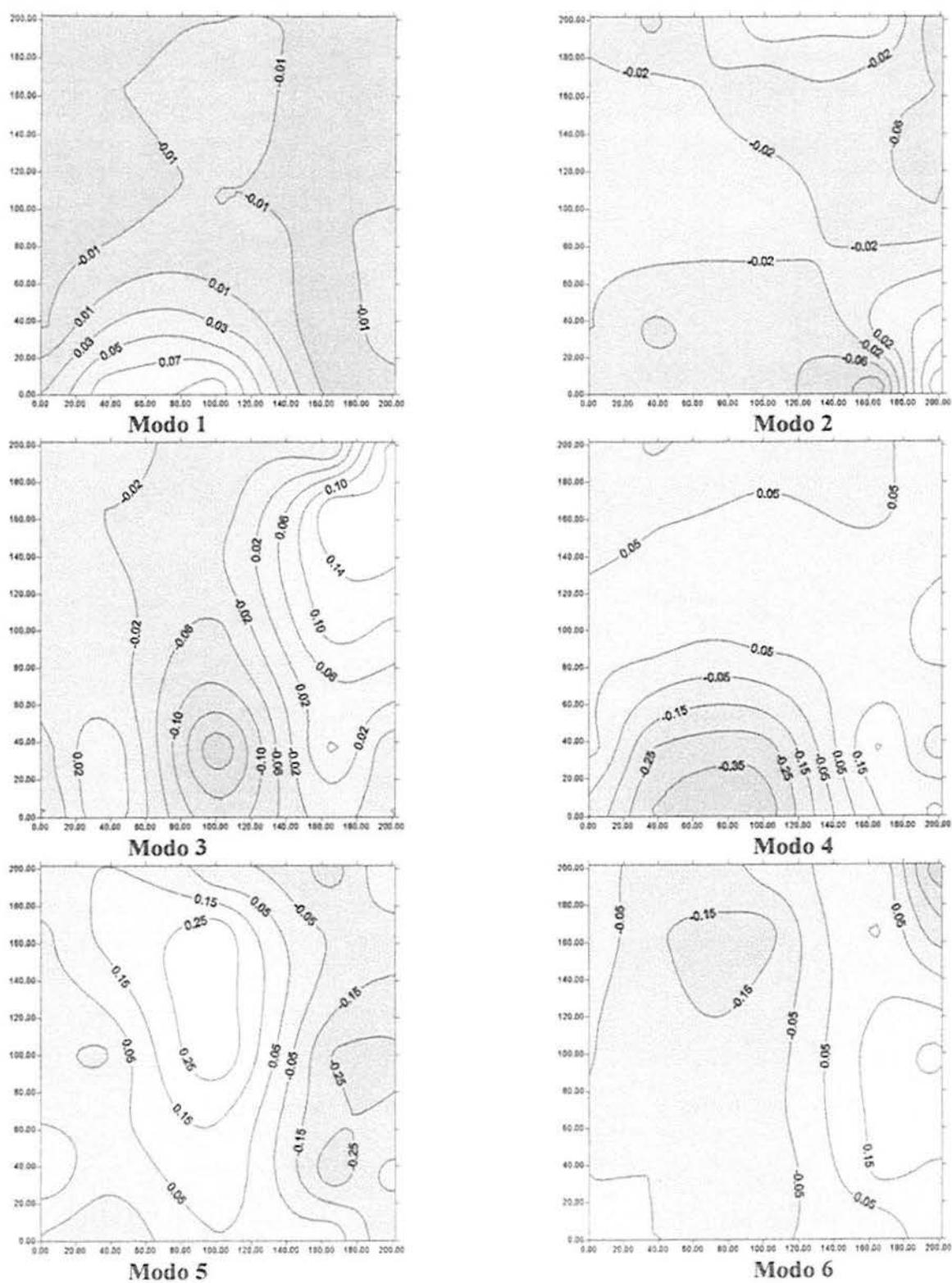


Fig. 5.11 - Diferença entre os seis primeiros modos (Modelo flexível,  $\alpha = 90^\circ$ ,  $V = 5$  m/s)



### 5.2.2 Análise de precisão

Para se analisar a taxa de convergência do método para as diferentes condições de flexibilidade realizou-se a recomposição da matriz de covariância, a qual foi comparada com a matriz de covariância obtida dos registros de pressões flutuantes. Para comparação, adotou-se a relação entre os traços da matriz de covariância original ( $\sigma_\theta^2$ ) e da matriz de covariância recomposta com  $n$  modos ( $\sigma_i^2$ ), variando-se o número de modos utilizados na recomposição desta.

A recomposição da matriz de covariância é calculada de acordo com a expressão (2.22):

$$c_{p,\dot{y}} = \sigma_i \sigma_j \sum_{k=1}^n \lambda_k z_{ik} z_{jk} \quad (5.1)$$

A taxa de convergência foi então calculada como:

$$T_x = \frac{\sigma_\theta^2}{\sigma_i^2} = \frac{\sum_{k=1}^n c_{kk}}{\sum_{k=1}^i c_{r,kk}} \quad (5.2)$$

onde  $c_{kk}$  são componentes da matriz e covariância original, e  $c_{r,kk}$  são as componentes da matriz recomposta para  $i$  modos.

As figuras a seguir mostram esta relação com o número de modos normalizados ( $i/n$ ) para alguns ângulos de incidência do vento simulado sobre o modelo, comparando-se as diversas condições de rigidez do modelo.

Observe-se que nas figuras 5.14 e 5.15 aparecem apenas curvas para duas condições de flexibilidade do modelo. Isto se deve ao fato que, para estes ângulos e velocidades de ensaio, não se realizaram os ensaios correspondentes a terceira condição de flexibilidade, devido a limitações durante a realização dos ensaios.

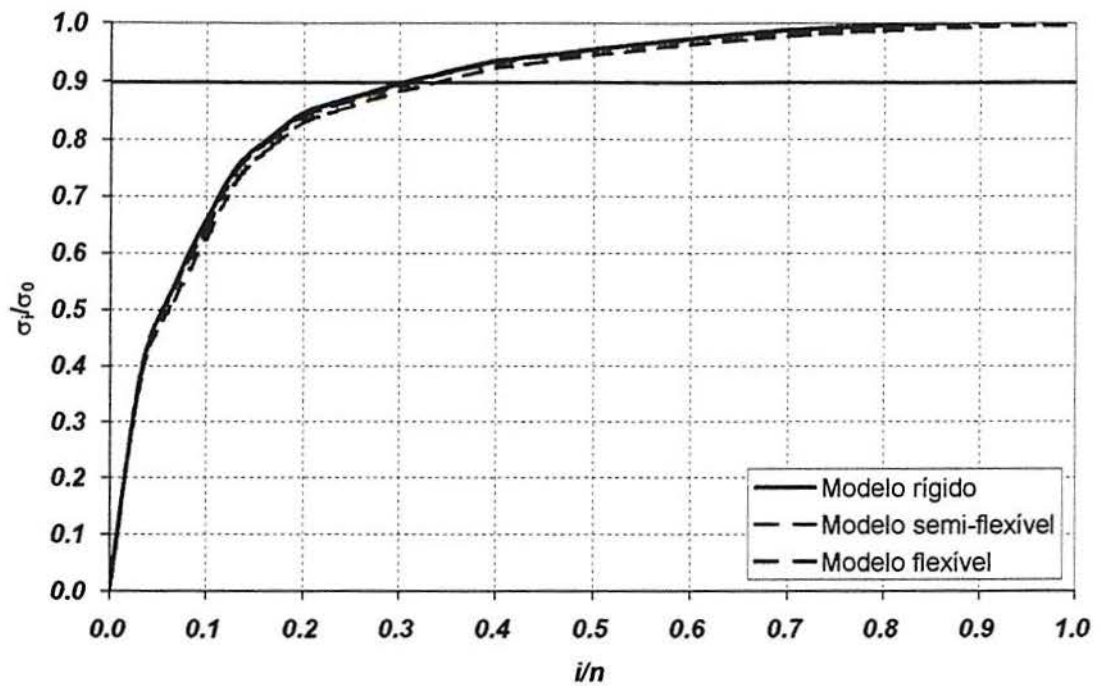


Fig. 5.13 - Taxa de convergência do método para as três condições de flexibilidade do modelo ( $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 5$  m/s)

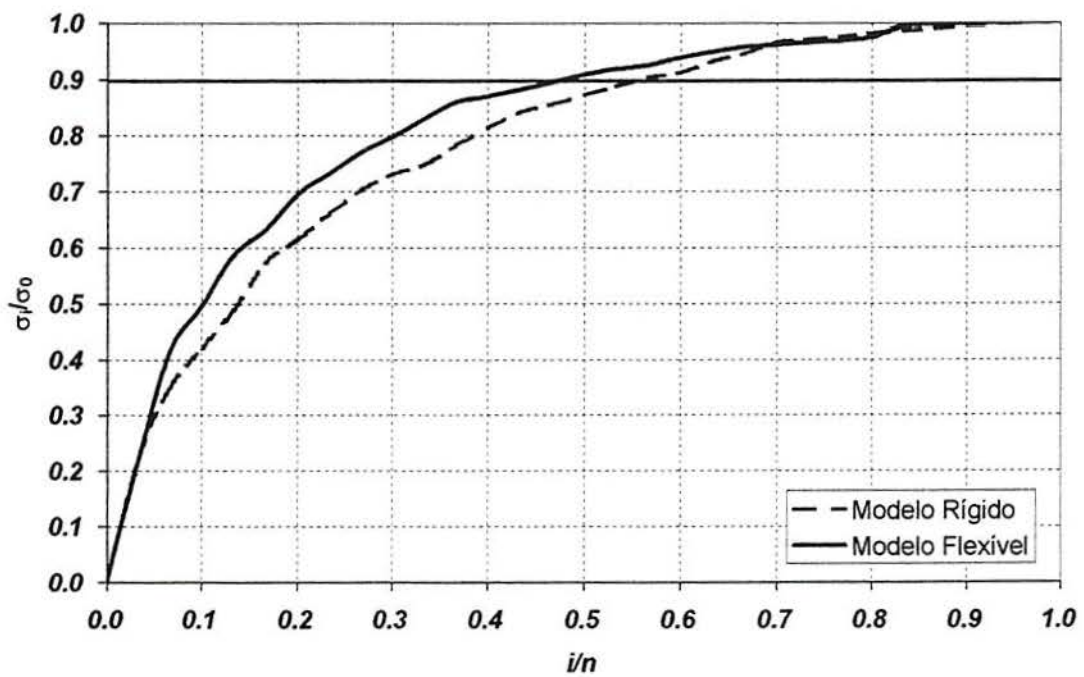


Fig. 5.14 - Taxa de convergência do método para modelo rígido e flexível ( $\alpha = 90^\circ$ ,  $V = 5$  m/s)



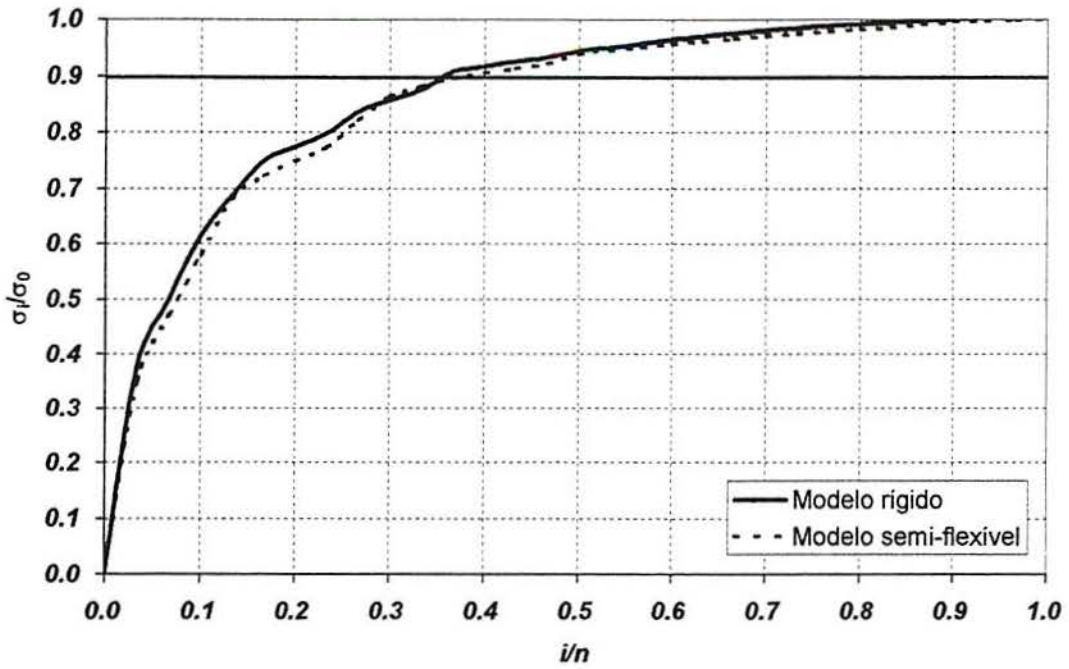


Fig. 5.15 - Taxa de convergência do método para modelo rígido e semi-flexível ( $\alpha = 180^\circ$ ,  $V = 10\text{m/s}$ )

Pode-se observar que não há influência significativa da rigidez do modelo na taxa de convergência do método dos modos normais para o modelo em estudo. Para os diversos níveis de rigidez, o número de modos necessário para se obter uma recomposição satisfatória, neste caso, que a soma da diagonal principal da matriz de covariância recomposta seja 90% daquela da matriz obtida dos registros de pressões flutuantes, é praticamente o mesmo, dentro de um mesmo ângulo de incidência. A variação aparenta surgir quando se modifica o ângulo de incidência do vento, como se pode observar na figura 5.16, onde aparece uma sutil diferença entre as curvas para o modelo rígido e o modelo flexível.

## 6. Discussão dos Resultados e Conclusões

### 6.1 Observações

#### - *Coefficientes de Pressão Média:*

Para os coeficientes de pressão média, tomou-se como referência a medição do ensaio com modelo rígido no multi-manômetro a álcool, para uma velocidade do vento de aproximadamente 10 m/s.

Para todos os ângulos de incidência e valores de velocidade para os quais o modelo rígido foi ensaiado, com medição das pressões com transdutores piezo-elétricos, os coeficientes de pressão média calculados com base na média dos registros de pressão apresentaram uma excelente concordância com os resultados obtidos para medições no multi-manômetro a álcool. Os coeficientes obtidos do ensaio para velocidade de 10 m/s apresentou-se praticamente similar ao ensaio anterior. Também excelente concordância aconteceu para o modelo semi-flexível, ensaiado também para valores similares de velocidades.

Mesmo variando-se o valor da velocidade, as distribuições de coeficientes de pressão média mostraram uma ótima concordância com as distribuições tomadas como referência, que foram aquelas obtidas a partir das medições em manômetro a álcool no ensaio com o modelo rígido. Não se observou diferenças significativas entre os coeficientes de pressão média para os modelos rígido e flexíveis.

Alguma suave variação na forma das distribuições é observada para ângulos de incidência superiores a  $150^\circ$ , e no caso de  $180^\circ$  os valores dos coeficientes diferem ligeiramente daqueles obtidos pelos registros do multi-manômetro a álcool, apresentando-se um pouco menores nos coeficientes obtidos a partir da média dos registros flutuantes.

#### - *Método da Decomposição Modal:*

Para o cálculo da diferença simples entre os autovetores, a comparação entre as três condições de flexibilidade do modelo só foi possível para o ângulo de incidência de  $0^\circ$ , para velocidades de escoamento de 5 m/s e 7.5 m/s, para os quais se tinham os registros de pressão para o cálculo das matrizes de correlação, e, conseqüentemente, obtenção das formas modais. Esta diferença foi calculada em relação aos seis primeiros modos para os ângulos de

$0^\circ$ ,  $90^\circ$  e  $180^\circ$ , as quais podem ser vistas nas figuras 5.9 a 5.12. Verifica-se que a maior diferença associada a cada modo varia para cada ângulo de incidência, bem como para o valor de velocidade com que foi realizado o ensaio. Este fato não permitiu que se observasse com clareza a influência da condição de flexibilidade nas formas modais, mesmo as de ordem mais altas, representativas das flutuações locais das pressões. Observa-se, contudo, que as diferenças existem e são perceptíveis.

As formas modais obtidas para os ângulos de  $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$ ,  $135^\circ$  e  $180^\circ$  apresentam pouquíssimas variações para as diversas condições de flexibilidade, ocorrendo às vezes "troca" ou "inversão" na posição do modo, para as formas modais que se fez a distribuição (seis primeiros modos).

Visto que as formas modais apresentavam-se bastante similares, intentou-se verificar se alguma diferença não se faria notar quanto à quantidade de formas modais necessárias para descrever satisfatoriamente o campo de pressões flutuantes na superfície do modelo (convergência do método). Verificou-se, através de gráficos que relacionam a soma da diagonal principal da matriz recomposta, em relação a soma da matriz de covariância obtida dos registros de pressões flutuantes, com o número de modos necessários para se obter um certo nível  $x$  de precisão, que variação maior quanto ao número de modos necessários para descrever o campo ocorre para os diferentes ângulos de incidência do vento, sendo que quase nenhuma alteração nesta quantidade é observada quando se varia a condição de flexibilidade do modelo.

*- Coeficientes de pressão RMS:*

Para os ângulos de incidência do vento simulado de  $0^\circ$  a  $60^\circ$ , pouca variação das distribuições dos coeficientes de pressão RMS são observadas, apresentando todas as distribuições a mesma configuração para cada ângulo de incidência.

A partir de  $75^\circ$ , alguma alteração já se faz notar, principalmente para o modelo flexível, em relação às distribuições para o modelo rígido e semi-flexível, as quais são similares entre si.

Em  $90^\circ$ , observa-se alterações tanto para diferentes condições de flexibilidade, como para os diferentes valores de velocidades adotados nos ensaios. Para o modelo rígido e

semi-flexível, ensaiados para a mesma velocidade, observa-se que eles apresentam distribuição similar. Comparações do modelo rígido com o modelo flexível, ensaiados para velocidades similares apresentam alguma variação na forma da distribuição. O mesmo acontece para  $135^\circ$  e  $180^\circ$ .

## 6.2 Conclusões

1. A variação entre os valores dos coeficientes de pressão média, para cada condição de rigidez, com a variação da velocidade de escoamento, é desprezível, o que é razoável, já que os coeficientes de pressão são proporcionais a razão entre a pressão medida no ponto e a pressão dinâmica do escoamento incidente. Se a velocidade diminui,  $\Delta p$  também tem seu valor reduzido; logo, o coeficiente de pressão média permanece praticamente constante, a menos de pequenas variações locais, resultantes de alguma variação no processo de ensaio.

2. Notou-se excelente concordância entre as distribuições dos coeficientes de pressão média obtidas a partir do ensaio do modelo rígido com medição no manômetro a álcool e a partir da média dos registros flutuantes para a mesma condição de rigidez do modelo, para qualquer valor de velocidade. Alguma variação se fez notar na forma da distribuição para o ângulo de incidência de  $180^\circ$ , para uma velocidade de aproximadamente 10 m/s, e nos valores destes coeficientes para os diferentes valores de velocidade adotados nos ensaios.

3. A flexibilidade do modelo só parece influenciar os valores dos coeficientes de pressão média para ângulos de incidência a partir de  $135^\circ$ , assim como na distribuição. Para  $\alpha=180^\circ$ , há uma sensível diferença nas distribuições dos coeficientes de pressão médios para as diversas condições de flexibilidade do modelo.

4. As variações dos modos de pressão com a condição de rigidez do modelo aparentam ser poucas, e a diferença entre os autovetores de formas modais equivalentes mostrou que estas variações não seguem uma regra, mostrando-se ora intensas para modos mais baixos, ora brandas, e o mesmo para modos mais altos, conforme se verifica nos gráficos das figuras 5.9 a 5.12.

5. A flexibilidade do modelo parece não influenciar o número de modos necessários para descrever o campo de pressões (convergência do Método da Decomposição Mo-

dal), mesmo para ângulos de incidência para os quais as flutuações de pressões aparentam ser influenciadas por fatores como a ressonância do modelo.

6. Observou-se uma influência da flexibilidade do modelo para a aplicação do Método da Decomposição Modal, que não atinge níveis alarmantes que invalidem a aproximação do modelo flexível pelo rígido, para este modelo.

7. Os maiores valores da diferença entre os autovetores observados para os modos 3 e 4 (figuras 5.9 a 5.12) implicam que a aplicação do Método da Decomposição Modal para obtenção da resposta do modelo estudado sob a ação do vento não acarretaria maiores erros na resposta média, mas sim para o desvio padrão da resposta, já que os modos que apresentam os maiores erros representam efeitos locais das pressões.

### 6.3 Sugestões para trabalhos futuros

Como sugestões para trabalhos futuros, podemos citar:

- Analisar a aplicação do Método da Decomposição Modal para modelos mais sofisticados, que apresentem dois ou mais graus de liberdade, e até mesmo superfícies curvas, para verificar a influência da interação entre os graus de liberdade na representação do campo de pressões, e conseqüentemente a influência da flexibilidade na aplicação do método.
- Estudar a influência do amortecimento aerodinâmico na resposta de estruturas flexíveis sob a ação de vento. Quando há interação fluido-estrutura, é preciso considerar as parcelas devido ao vento na equação de movimento da estrutura. Estas parcelas podem ser obtidas também com base e métodos estatísticos, utilizando as funções de aceitação conjunta ("*joint acceptance functions*") (equações 2.3 e 2.4), para modelos mais sofisticados.
- Seria esperado que maiores diferenças na representação através do Método da Decomposição Modal ocorressem em modos superiores, que representam efeitos locais. Contudo, observou-se que os erros maiores surgem em modos particulares (nos testes realizados, predominam entre os modos 3 e 4). Fica como proposta para estudo a questão de qual seria a justificativa física para o fato observado.

## Referências Bibliográficas

- [1] AGAR, T. J. A. *Dynamic Instability of Suspension Bridges*. **Computers & Structures**, vol. 41 (1991), nº 6, p. 1321-1328
- [2] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Forças devidas ao Vento em Edificações**: NBR 6123, 1988, 110p.
- [3] BIENKIEWICZ, B.; TAMURA, Y.; HAM, H. J.; UEDA, H.; HIBI, K. *Proper Orthogonal Decomposition and reconstruction of multi-channel roof pressure*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 54/55, 1995 - pp. 369-381.
- [4] BLESSMANN, J. **Aerodinâmica das Construções**. Porto Alegre: Editora Sagra, 1990.
- [5] BLESSMANN, J. *The Boundary Layer TV-2 Wind Tunnel of the UFRGS*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, Amsterdam, vol. 10 (1982) - pp. 231-248
- [6] BLESSMANN, J. *Pressures on Domes with Several Wind Profiles*. In: **Proceedings 3rd. Int. Conference On Wind Effects on Buildings and Structures**, Tokyo, 1971, pp. 317-326
- [7] BLESSMANN, J. **Introdução ao Estudo das Ações Dinâmicas do Vento**. Porto Alegre: Editora da UFRGS, 1998.
- [8] BRITO, J. L. V.; **Formulação dos Efeitos de Interação Fluido-estrutura em Elementos Prismáticos, Visando a Determinação da Instabilidade Dinâmica Devida à Ação do Vento**. Porto Alegre, 1995. Tese (Doutorado em Engenharia) – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Escola de Engenharia, UFRGS.
- [9] BRITO, J.L.V.; RIERA, J. D. *Aerodynamic Instability of Cylindrical Bluff Bodies in Non-Homogeneous Flow*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 57 (1995a), p. 81-96
- [10] BRITO, J. L. V.; RIERA, J. D. *Pipe Instability in Non-Homogeneous Flow*. **14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMIRT)**. In: **Proceedings...**, 1995b.
- [11] CERMAK, J.E. *Wind-Tunnel Testing of Structures*. **Journal of the Engineering Mechanics Division**, New York, ASCE, vol. 103 (1977), nº 5, pp. 737-756
- [12] CHENG, C. M.; LU, P. C.; CHEN, R. H. *Wind Loads on Square Cylinder in Homogeneous Turbulent Flows*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 41-44, 1992 - pp. 739-749
- [13] DIANA, G.; FALCO, M.; BRUNI, S.; CIGADA, A.; LAROSE, G. L.; DAMSGAARD, A.; COLLINA, A.. *Comparisons between Wind Tunnel Tests on a Full Aeroelastic Models of the Proposed Bridge over Stretto di Messina and Numerical Results*.

- Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 54/55, 1995 - pp. 101-113
- [14] EHSAN, F.; SCANLAN, R. H.; BOSCH, H. R. *Modeling Spanwise Correlation Effects in the Vortex-Induced Response of Flexible Bridges*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 36, 1990 - pp. 1105-1114
- [15] HAGEMANN, C. A. **Utilização de Transdutores de Pressão e de Força na Aquisição de Registros**. Porto Alegre, agosto/1992 – Relatório Técnico nº 12 – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Escola de Engenharia, UFRGS.
- [16] HO, T. C. E.; DAVENPORT, A. G.; SURRY, D. *Characteristic Pressure Distribution Shapes and Load Repetitions for the Wind Loading of Low Building Roof Panels*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 57, 1995 - pp. 261-279
- [17] HOLMES, J. D.; BEST, R. J. *An Approach to the Determination of Wind Load Effects on Low-Rise Building*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 07, 1981 - pp. 273-287
- [18] HOLMES, J. D. *Analysis and Synthesis of Pressure Fluctuations on Bluff Bodies Using Eigenvectors*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 53, 1990 - pp. 219-230
- [19] HOLMES, J. D. *Methods of Fluctuating Pressure Measurement in Wind Engineering*. 9<sup>th</sup> ICWE, **State of the art volume** - pp. 26-45
- [20] IRWIN, H. P. A. H.; COOPER, K. R.; GIRARD, R. *Correction of Distortion Effects Caused by Tubing Systems in Measurements of Fluctuating Pressures*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 5 (1979), pp. 93-107
- [21] JAKOBSEN, J. B.; HANSEN, E. H. *Determination of the Aerodynamic Derivatives by a System Identification Method*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 57, 1995 - pp. 295-305
- [22] KAREEM, A.; CERMAK, J. E. *Pressure Fluctuations on a Square Building Model in a Boundary-Layer Flows*. **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 16 (1984), pp. 17-41
- [23] KIKUCHI, H.; TAMURA, Y.; UEDA, H.; HIBI, K. *Proper Orthogonal Decomposition Study of Fluctuating Wind Pressures Acting on a Tall Building Model*. **Proc. ICROSSAR'97**, Kyoto, Japan, 1997
- [24] KOMATSU, S.; KOBAYASHI, H. *Experimental Identification of Aerodynamic Forces*. **Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE**, vol. 104, nº 4, p. 921-937, 1978.

- [25] LEE, B. E. *The effect of turbulence on the surface pressure field of a square prism.* **Journal of Fluid Mechanics**, vol. 69 (1975), pp. 263-282
- [26] LETCHFORD, C.W.; IVERSON, R. E.; MCDONALD, J. R. *The application of the Quasi-Steady Theory to Full Scale Measurements on the Texas Tech Building.* **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 48, 1993 - pp. 111-132.
- [27] LOREDO-SOUZA, A. M.; DAVENPORT, A. G. *The effects of high winds on transmission lines.* **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 74-76, 1998 - pp. 987-994.
- [28] MAHER, F. J. *Wind Loads on Basic Dome Shapes.* **Journal of the Structural Division**, vol. 91 (1965), pp. 219-228.
- [29] MATSUMOTO, M.; SHIRAIISHI, N.; SHIRATO, H.; SHIGETAKA, K.; NIIHARA, Y. *Aerodynamic Derivatives of Coupled/Hybrid Flutter of Fundamental Structural Sections,* **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 49, 1993 - pp. 575-584
- [30] MELBOURNE, W. H. *The Response of Large Roofs to Wind Action.* **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 54/55, 1995 - pp. 325-335
- [31] RIERA, J. D. **Instabilidade Dinâmica.** Porto Alegre – Relatório Técnico n° 08 – Curso de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Escola de Engenharia, UFRGS.
- [32] ROCHA, M. M.; CABRAL, S. V. S.; RIERA, J. D. *A Comparison of Proper Orthogonal Decomposition and Monte Carlo Simulation of Wind Pressure Data.* **Jubilee Conference on Wind Effects on Buildings and Structures.** 1998 – vol. 2, pp. 138-147
- [33] SABZEVARI, A.; SCANLAN, R.H. *Aerodynamic Instability of Suspension Bridges.* **Journal of Engineering Mechanics Division.** Vol. 94, n° 2, p. 489-519, 1968.
- [34] SARKAR, P. P.; JONES, N. P.; SCANLAN, R. H. *Identification of Aeroelastic Parameters of Flexible Bridges.* **Journal of Engineering Mechanics**, ASCE, vol. 120, no. 8, Aug./1994 - pp. 1718-1742
- [35] SARKAR, P. P.; JONES, N. P.; SCANLAN, R. H. *System Identification for Estimation of Flutter Derivatives.* **Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics**, vol. 42, no. 1-3, 1992 - pp. 1243-1254
- [36] SCANLAN, R. H. *Problematics in Formulation of Wind Force Models for Bridge Decks.* **Journal of Engineering Mechanics**, vol. 119, no. 7, Jul./1993 - pp. 1353-1375
- [37] SCANLAN, R. H. *Amplitude and Turbulence Effects on Bridge Flutter Derivatives.* **Journal of Structural Engineering**, vol. 123, no. 2, Feb./1997 - pp. 232-236



- [38] SCANLAN, R. H. *Analytical Models in Bridge Design and Retrofit for Wind Effects. Jubileum Conference on Wind Effects on Buildings and Structures*. 1998 – vol. 1, pp. 263-271
- [39] SCANLAN, R. H.; TOMKO, J. J. *Airfoil and Bridge Deck Flutter Derivatives. Journal of the Engineering Mechanics Division*, vol. 97, no. 6, Dec/1971 - pp. 1717-1737
- [40] SHAMES, I. H. *Mecânica dos fluidos. Vol. 1 Princípios básicos*. São Paulo, Ed. Edgard Blücher Ltda, 1973.
- [41] SIMIU, E.; SCANLAN, R. H. *Wind Effects on Structures: An Introduction to Wind Engineering*. New York: John Wiley, 1978.
- [42] TANIGUCHI, S.; SAKAMOTO, H. *Time Averaged Aerodynamic Forces Acting on a Hemisphere Immersed in a Turbulent Boundary. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 09, 1982 - pp. 257-273
- [43] TAYLOR, T.J. *Wind Pressures on a Hemispherical Dome. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 40, 1991 - pp. 199-213
- [44] THEODORSEN, T. *General Theory of Aerodynamic Instability and the Mechanism of Flutter. NACA R 496*, National Aeronautics and Space Administration, 1934
- [45] TOY, N.; MOSS, W. D.; SAVORY, E. *Wind Tunnel Studies on a Dome in Turbulent Boundary Layers. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 11, 1983 - pp. 201-212
- [46] UEMATSU, Y.; YAMADA, M.; INOUE, A.; HONGO, T. *Wind Loads and Wind-Induced Behavior of a Single-Layer Latticed Dome. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 66, 1997 - pp. 227-248
- [47] YAHYAI, M.; KUMAR, Kr.; KRISHNA, P.; PANDE, P. K. *Aerodynamic Interference in Tall Buildings. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 41-44, 1992 - pp. 859-866
- [48] YAMADA, H.; MIYATA, T.; ICHIKAWA, H. *Measurement of Aerodynamic Coefficients by System Identification Methods. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 42, n° 1-3, 1992 - pp. 1255-1263
- [49] YOSHIDA, M.; KONDO, K.; SUZUKI, M. *Fluctuating Wind Pressure Measured with Tubing system. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, vol. 42 (1992), pp. 987-998

## Anexo I – Calibração dos Transdutores de Pressão

### I.1 Calibração Estática

As planilhas de calibração estática estão resumidas na tabela I.1. São apresentadas na tabela I.2, as expressões de conversão dos transdutores.

**Tab. I.1 - Planilha de Calibração estática dos Transdutores**

<b>Pressão (mmH<sub>2</sub>O)</b>	<b>0.0</b>	<b>-14.8</b>	<b>-26.8</b>	<b>-44.7</b>	<b>-45.0</b>	<b>-60.0</b>	<b>-74.0</b>	<b>-90.8</b>
<b>T 00B</b>	-529.9	-818.2	-1048.6	-1411.4	-1402.6	-1674.8	-1955.6	-2302.7
<b>T 01B</b>	-521.7	-806.4	-1039.9	-1381.1	-1406.4	-1683.5	-1956.4	-2272.6
<b>T 02B</b>	-505.7	-791.7	-1024.7	-1389.4	-1413.9	-1689.5	-1967.1	-2278.7
<b>T 03B</b>	-531.5	-824.5	-1051.3	-1406.9	-1428.3	-1667.7	-1980.3	-2297.7
<b>T 04B</b>	-519.6	-796.8	-1038.3	-1397.1	-1396.9	-1674.8	-1949.2	-2286.5
<b>T 05B</b>	-503.9	-800.1	-1026.0	-1381.9	-1406.4	-1685.3	-1958.0	-2272.8
<b>T 06B</b>	-539.3	-800.8	-1059.6	-1410.6	-1423.6	-1683.3	-1975.2	-2302.1
<b>T 07B</b>	-508.8	-792.8	-1028.3	-1394.6	-1411.6	-1664.8	-1962.9	-2284.6
<b>T 08A</b>	-514.3	-801.5	-1034.3	-1386.1	-1398.9	-1690.0	-1951.1	-2282.2
<b>T 09A</b>	-510.1	-806.4	-1029.8	-1410.6	-1422.5	-1677.5	-1974.6	-2299.7
<b>T 10A</b>	-505.7	-817.4	-1025.7	-1384.8	-1410.5	-1669.0	-1962.8	-2275.8
<b>T 11A</b>	-516.0	-790.2	-1033.0	-1392.6	-1401.6	-1692.6	-1956.2	-2284.7
<b>T 12A</b>	-520.5	-802.7	-1041.0	-1389.3	-1429.2	-1671.4	-1980.4	-2281.8
<b>T 13A</b>	-534.9	-817.0	-1055.0	-1387.8	-1404.8	-1681.0	-1957.5	-2281.2
<b>T 14A</b>	-4501.9	-805.1	-1021.4	-1387.6	-1407.5	-1668.6	-1960.9	-2274.6
<b>T 15A</b>	-515.9	-793.3	-1033.9	-1398.7	-1404.1	-1668.1	-1956.2	-2291.3
<b>T 00D</b>	-494.6	-779.3	-1011.6	-1366.3	-1382.5	-1650.0	-1933.1	-2251.4
<b>T 01D</b>	-501.7	-787.0	-1019.8	-1375.1	-1391.3	-1658.6	-1942.9	-2261.9
<b>T 02D</b>	-502.3	-786.0	-1017.2	-1370.3	-1386.3	-1652.5	-1934.1	-2250.6
<b>T 03D</b>	-495.8	-780.7	-1013.1	-1368.3	-1384.2	-1652.1	-1935.5	-2254.5
<b>T 04D</b>	-518.0	-803.2	-1034.1	-1390.9	-1407.5	-1673.8	-1959.3	-2278.1
<b>T 05D</b>	-497.9	-782.9	-1015.1	-1370.0	-1384.9	-1652.6	-1935.9	-2254.4
<b>T 06D</b>	-510.4	-795.6	-1028.0	-1383.5	-1399.5	-1666.1	-1951.3	-2270.4
<b>T 07D</b>	-501.7	-785.9	-1017.0	-1370.7	-1386.6	-1653.1	-1934.6	-2251.3
<b>T 08C</b>	-512.4	-796.6	-1028.6	-1383.0	-1399.3	-1664.9	-1949.3	-2267.5
<b>T 09C</b>	-507.0	-792.1	-1024.8	-1380.2	-1396.4	-1662.7	-1947.8	-2266.8
<b>T 10C</b>	-492.0	-776.4	-1008.2	-1362.2	-1378.5	-1645.5	-1928.0	-2245.9
<b>T 11C</b>	-498.9	-782.9	-1014.7	-1368.9	-1385.0	-1651.9	-1934.5	-2252.5
<b>T 12C</b>	-476.9	-760.4	-991.5	-1345.0	-1360.1	-1625.4	-1906.1	-2221.5
<b>T 13C</b>	-487.8	-772.6	-1004.9	-1360.0	-1376.2	-1643.8	-1927.0	-2245.7
<b>T 14C</b>	-501.6	-786.0	-1017.8	-1372.0	-1387.6	-1654.7	-1937.1	-2254.5
<b>T 15C</b>	-509.0	-794.5	-1027.4	-1382.8	-1399.2	-1666.0	-1951.6	-2271.1

Tab. I.2 - Expressão de conversão dos transdutores utilizados e "zero dos transdutores"

<i>Transdutor</i>	<i>"Zero"</i>	<i>"Expressão para Conversão"</i>
00B	-529,90	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0516.T(\text{mV}) + 27.311$
01B	-521,75	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0517.T(\text{mV}) + 27.051$
02B	-505,68	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0508.T(\text{mV}) + 25.790$
03B	-531,46	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0515.T(\text{mV}) + 27.521$
04B	-519,58	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0514.T(\text{mV}) + 26.588$
05B	-503,85	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0512.T(\text{mV}) + 26.077$
06B	-539,27	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0513.T(\text{mV}) + 27.288$
07B	-508,76	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0510.T(\text{mV}) + 25.965$
08A	-514,35	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0513.T(\text{mV}) + 26.445$
09A	-510,13	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0507.T(\text{mV}) + 26.064$
10A	-505,67	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0514.T(\text{mV}) + 26.489$
11A	-516,03	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0511.T(\text{mV}) + 26.160$
12A	-520,48	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0512.T(\text{mV}) + 26.687$
13A	-534,95	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0521.T(\text{mV}) + 27.838$
14A	-501,94	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0512.T(\text{mV}) + 26.064$
15A	-515,92	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0511.T(\text{mV}) + 26.212$
00D	-494,56	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0516.T(\text{mV}) + 25.583$
01D	-501,72	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0515.T(\text{mV}) + 25.905$
02D	-502,33	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0518.T(\text{mV}) + 26.125$
03D	-495,80	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0515.T(\text{mV}) + 25.613$
04D	-518,02	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0515.T(\text{mV}) + 26.710$
05D	-497,85	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0516.T(\text{mV}) + 25.770$
06D	-510,36	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0515.T(\text{mV}) + 26.346$
07D	-501,74	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0518.T(\text{mV}) + 26.086$
08C	-512,44	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0517.T(\text{mV}) + 26.521$
09C	-506,96	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0515.T(\text{mV}) + 26.179$
10C	-492,04	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0517.T(\text{mV}) + 25.499$
11C	-498,91	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0517.T(\text{mV}) + 25.846$
12C	-476,93	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0520.T(\text{mV}) + 24.894$
13C	-487,77	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0516.T(\text{mV}) + 25.212$
14C	-501,55	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0517.T(\text{mV}) + 26.017$
15C	-509,02	$p(\text{mmH}_2\text{O}) = 0.0515.T(\text{mV}) + 26.245$

Observe que os transdutores estavam dispostos em duas séries de 16, sendo que cada um deles estava ligado a um canal na caixa de distribuição. Assim, estes foram identifi-

cados com o número correspondente ao canal em que se obtinha o registro, e uma letra indicando o canal de saída da leitura ao qual o transdutor estava ligado.

Como o modelo em estudo apresentava apenas 30 tomadas, o transdutor *TI4C* foi ligado aos anéis piezométricos do túnel de vento TV-2 da UFRGS, fornecendo o valor da diferença de pressão estática entre os anéis piezométricos na forma de sinal elétrico, o que serviu para comparação com os valores lidos no Betz.

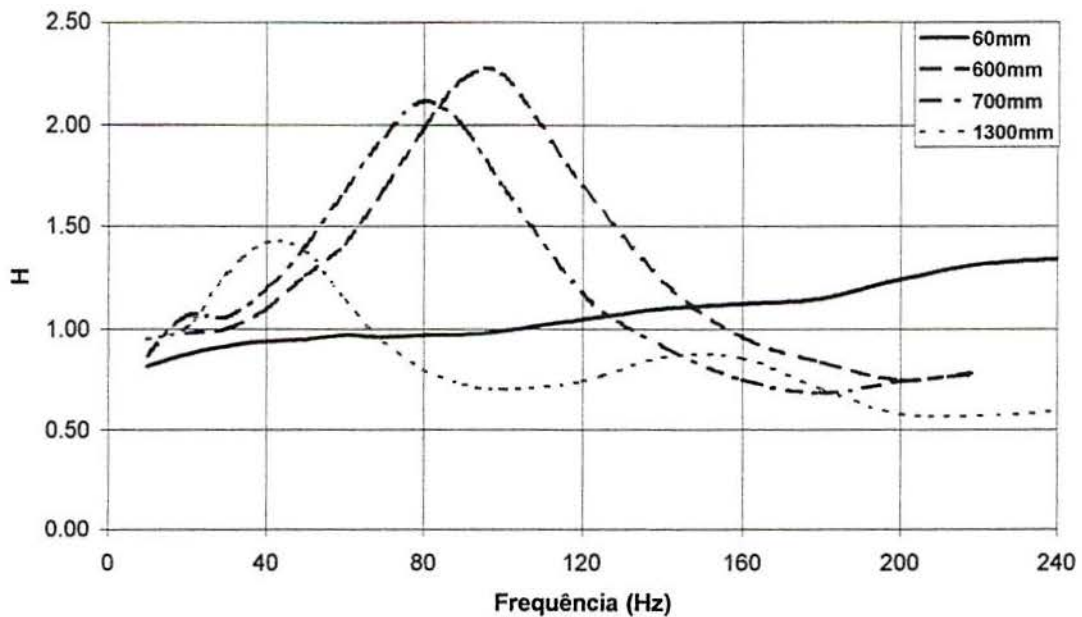
## I.2 Calibração Dinâmica

Os valores lidos durante a calibração dinâmica foram dispostos em planilhas, relacionando a frequência (em Hz) e a função de ganho no ponto. As planilhas para a calibração dinâmica da mangueira estão sintetizadas na tabela I.3.

**Tab. I.3 - Planilha de Calibração Dinâmica para o sistema transdutor + mangueira, sem amortecimento ( $\phi_{int} = 1.5$  mm)**

frequência	Sem estricor			
	60mm	600mm	700mm	1300mm
10	0.82		0.872	0.95
20	0.875	0.98	1.065	1.007
30	0.915	1.002	1.059	1.27
40	0.94	1.1	1.195	1.42
50	0.947	1.259	1.403	1.378
60	0.97	1.415	1.676	1.14
70	0.96	1.687	1.95	0.941
80	0.97	1.987	2.117	0.801
90	0.974	2.225	1.989	0.728
100	0.992	2.24	1.691	0.703
120	1.048	1.7	1.175	0.743
140	1.101	1.236	0.917	0.863
160	1.126	0.96	0.752	0.86
180	1.15	0.84	0.686	0.705
200	1.24	0.75	0.742	0.58
220	1.315	0.79	0.78	0.57
240	1.342			0.597

Pode-se observar na figura I.1 as curvas de ganho de um transdutor *Honeywell* para quatro comprimentos diferentes de mangueira, sem a introdução de qualquer correção no sistema. O gráfico da figura I.1 foi obtido a partir dos valores da planilha da tabela I.3.



**Fig. I.1 – Curvas de Ganho para Transdutor *Honeywell* + mangueira, sem estrictor ( $\phi_{int}=1.5\text{mm}$ )**

Pode-se observar do gráfico acima o pico acentuado em torno de 95 Hz para o comprimento de 600 mm, que equivale ao comprimento mínimo necessário para ligar as tomadas de pressão no modelo em estudo até os transdutores, para a realização da medição das pressões flutuantes no ensaio a ser realizado em túnel de vento, e em torno de 80 Hz para o comprimento de 700 mm, comprimento considerado ideal para este estudo. Torna-se necessário, pois, efetuar a correção da função de ganho, a fim de que se tenha o amortecimento do sistema para o comprimento de mangueira necessário.

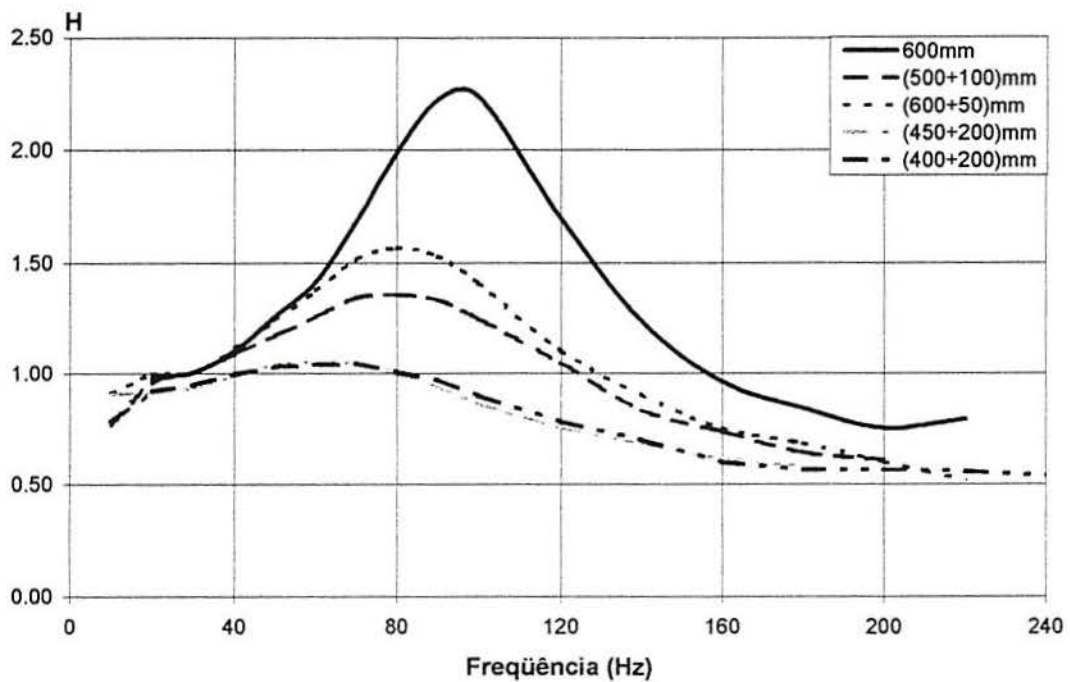
Adotou-se então como medida de correção a introdução de estrictores ao longo do comprimento da mangueira, para reduzir o pico de ressonância da função de ganho. Fez-se variar a posição do estrictor ao longo do comprimento da mangueira, a fim de identificar a posição que melhor amortecimento introduzia ao sistema. As planilhas de calibração para o sistema com amortecimento estão sintetizadas na tabela a seguir.

A opção de correção numérica não foi estudada aqui, por se tratar de uma medida de correção mais complexa, muito embora seja necessária no caso de comprimentos maiores de mangueiras, cujo sinal já resulta bastante amortecido, não sendo possível a utilização de estrictores como medida de correção.

**Tab. I.4 - Planilha de Calibração Dinâmica para o sistema transdutor + mangueira, com adição de amortecimento ( $\phi_{int} = 1.5$  mm,  $\phi_{est} = 0.5$  mm))**

frequência	Com Estrictor - $L_{est} = 29$ mm						
	(500+200)mm	(500+100)mm	(600+50)mm	(600+100)mm	(400+200)mm	(550+150)mm	(450+200)mm
10	0.78	0.77	0.91	0.81	0.78	1.03	0.91
20	0.92	0.96	1.00	0.95	0.92	1.04	0.91
30	0.96	1.00	1.01	0.99	0.95	0.98	0.93
40	1.01	1.09	1.11	1.09	1.00	1.06	0.99
50	1.04	1.17	1.24	1.22	1.03	1.13	1.04
60	1.07	1.26	1.38	1.30	1.04	1.19	1.05
70	1.05	1.34	1.52	1.36	1.04	1.22	1.04
80	0.99	1.36	1.57	1.34	1.01	1.17	1.00
90	0.93	1.33	1.53	1.25	0.97	1.11	0.94
100	0.86	1.25	1.41	1.14	0.90	1.04	0.86
120	0.74	1.05	1.10	0.92	0.78	0.82	0.75
140	0.63	0.83	0.90	0.76	0.70	0.72	0.68
160	0.59	0.73	0.75	0.66	0.60	0.67	0.61
180	0.56	0.64	0.68	0.59	0.56	0.68	0.58
200		0.61	0.60	0.54	0.56		
220			0.52	0.44	0.56		
240					0.54		

As curvas obtidas para a calibração do sistema transdutor de pressão + mangueira com introdução de amortecimento para os comprimentos de 600 mm, 650 mm e 700 mm podem ser observadas nas figuras I.2 e I.3:



**Fig. I.2 - Curvas de ganho para  $L = 600$  mm e  $L = 650$  mm, com e sem estrictor ( $\phi_{int} = 1.5$  mm,  $L_{est} = 29$  mm)**

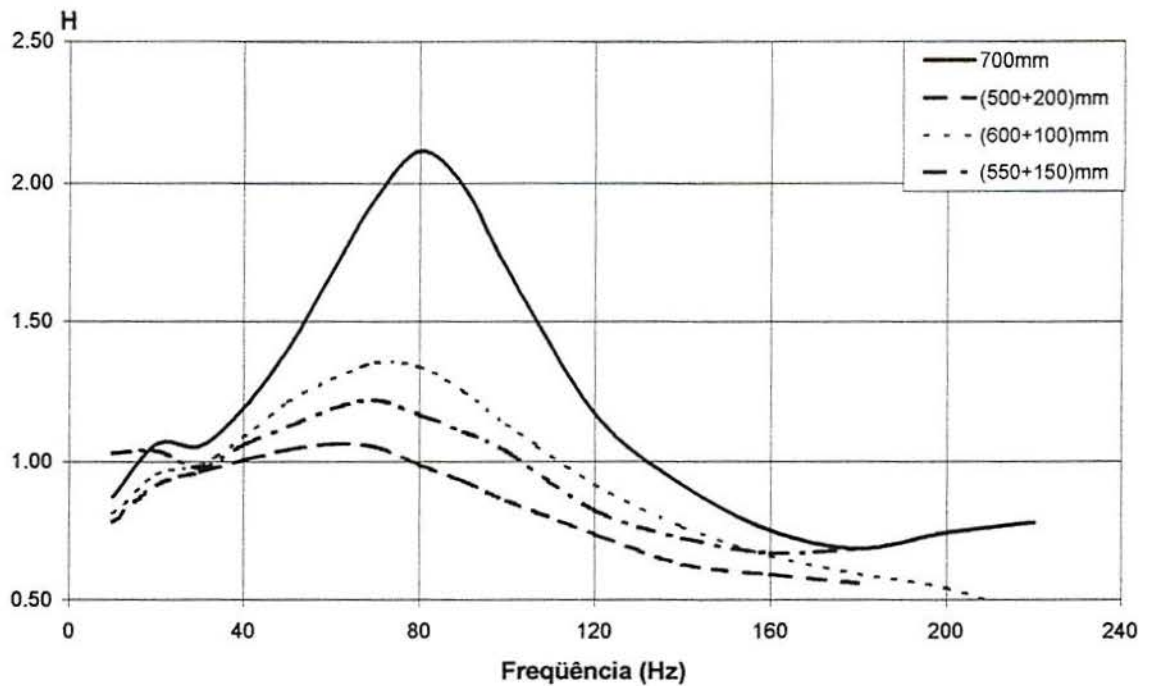


Fig. I.3 – Curvas de ganho para  $L = 700$  mm sem e com estricor ( $\phi_{int} = 1.5$  mm,  $L_{est} = 29$  mm)

Adotou-se, então, para os ensaios a serem realizados para obtenção de pressões flutuantes, mangueiras de PVC com diâmetro interno  $\phi_{int} = 1.5$  mm, e comprimento total  $L_1 + L_2 = 700$  mm, sendo  $L_1 = 500$  mm, e  $L_2 = 200$  mm, com estrictores de comprimento  $L_{est} = 29$  mm.

Para o comprimento adotado, verificou-se então o comportamento dos transdutores de pressão, a fim de verificar o funcionamento dos mesmos, e as curvas de calibração dos estrictores a serem utilizados, para evitar a utilização de sistemas transdutor+mangueira que não fornecessem o sinal de forma correta.

Os transdutores foram escolhidos aleatoriamente, e o sinal foi testado para o sistema transdutor + mangueira. Todos os estrictores utilizados foram testados. Pode verificar nas figuras a seguir as curvas de ganho obtidas para os dois casos.

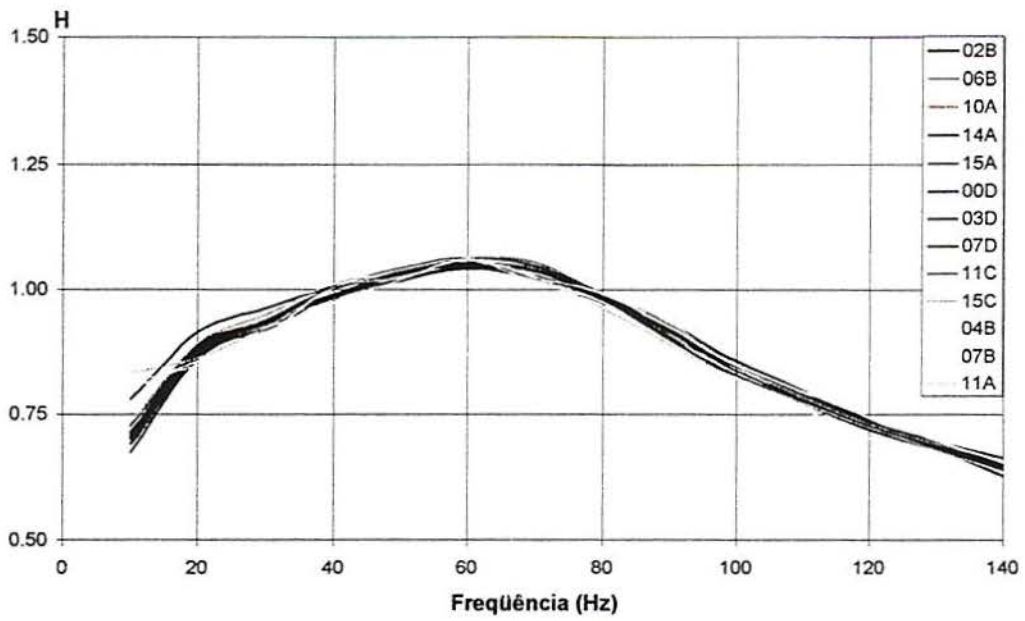


Fig. I.4 - Curvas de ganho para transdutores *Honeywell* -  $L=700\text{mm}$ ,  $\phi_{int}=1.5\text{mm}$ ,  $L_{est}=29\text{mm}$

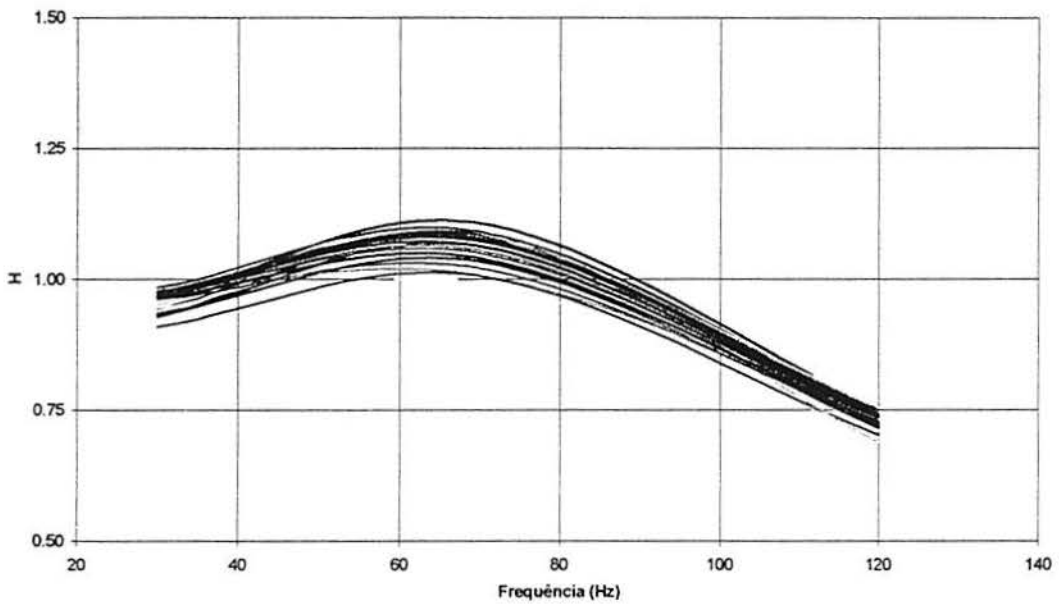


Fig. I.5 - Curvas de ganho dos restrictores utilizados -  $L_{est}=29\text{mm}$ ,  $L=700\text{mm}$ ,  $\phi_{int}=1.5\text{mm}$



## Anexo II - Coeficientes de Pressão do Modelo

### II.1 Coeficientes de pressão média na superfície do modelo

Nesta seção, estão indicadas todas as distribuições dos coeficientes de pressão média obtidas a partir das leituras no manômetro a álcool e nos transdutores *Honeywell*, para a face principal do modelo de ensaio. As distribuições estão agrupadas por tipo de ensaio e condição de rigidez da haste de apoio. O ângulo de incidência do vento e a velocidade de escoamento correspondente estão indicados em cada figura.

#### II.1.1 Pressões médias medidas através de Manômetro a álcool

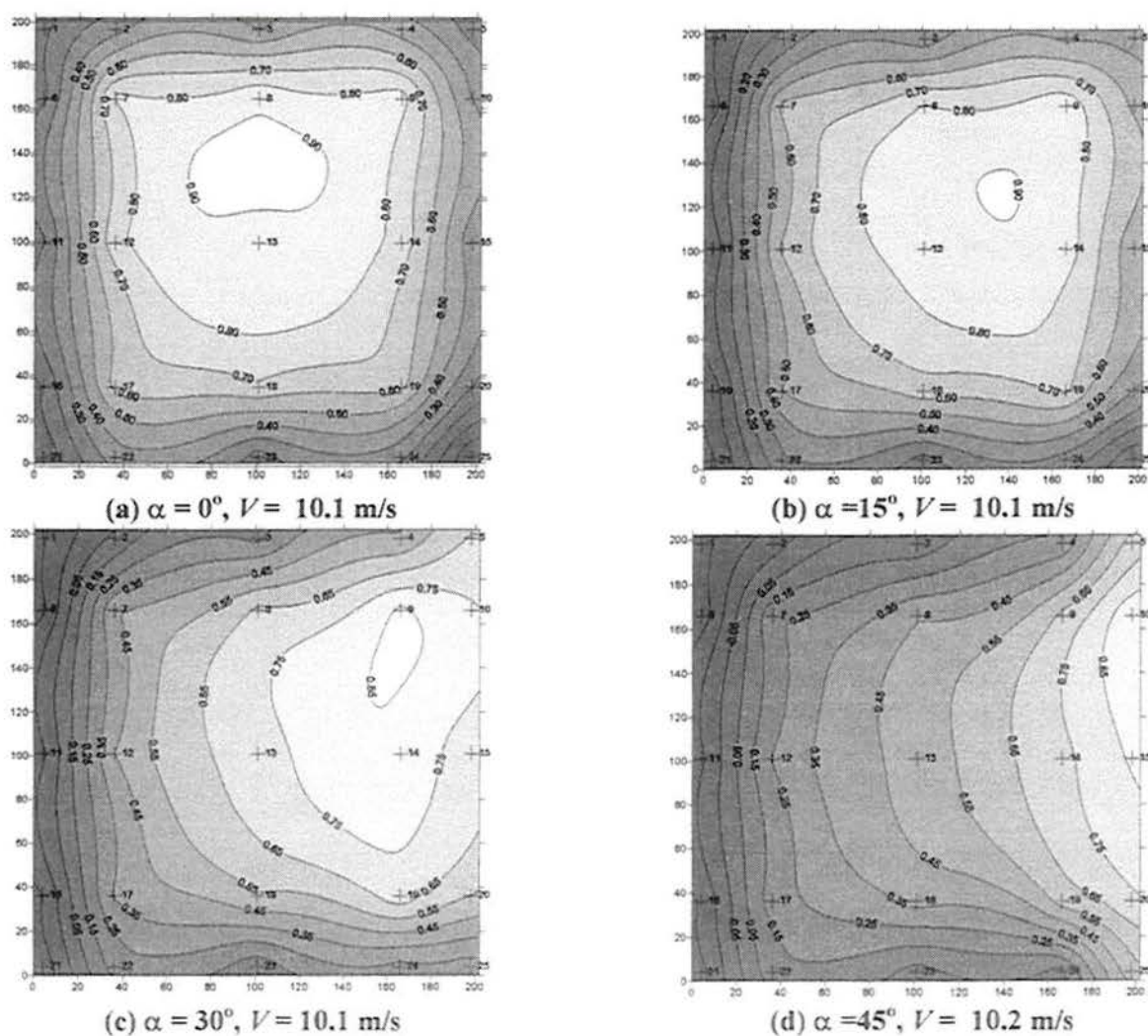


Fig. II.1 - Coeficiente de pressão média a partir de Manômetro a álcool (Modelo rígido)



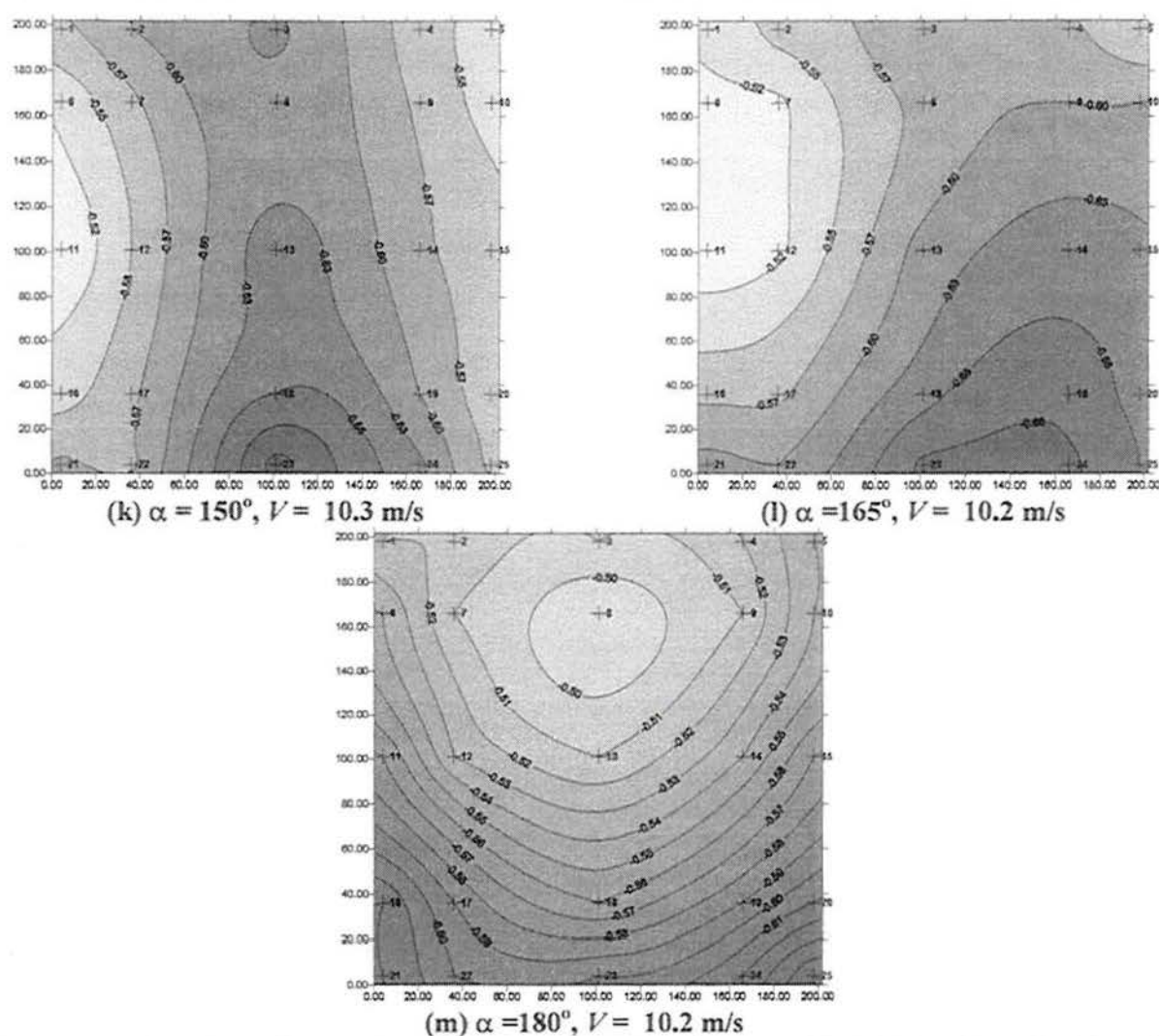


Fig. II.1 - Coeficiente de pressão média a partir de Manômetro a álcool (Modelo rígido) (continuação)

### II.1.2 Pressões médias medidas através de Transdutores *Honeywell*

As distribuições de coeficientes de pressão média obtidos através dos transdutores elétricos estão divididas segundo a condição de rigidez da haste de apoio, e dentro de cada seção encontram-se as distribuições para os diversos valores de velocidade de escoamento para o qual foram ensaiados.

Não foram feitas as distribuições dos coeficientes de pressão para os registros de pressões da face posterior do modelo. As figuras a seguir correspondem a face principal do modelo. Nos gráficos, estão indicadas também as posições das 25 tomadas de pressão.

## II.1.2.1 Modelo Rígido

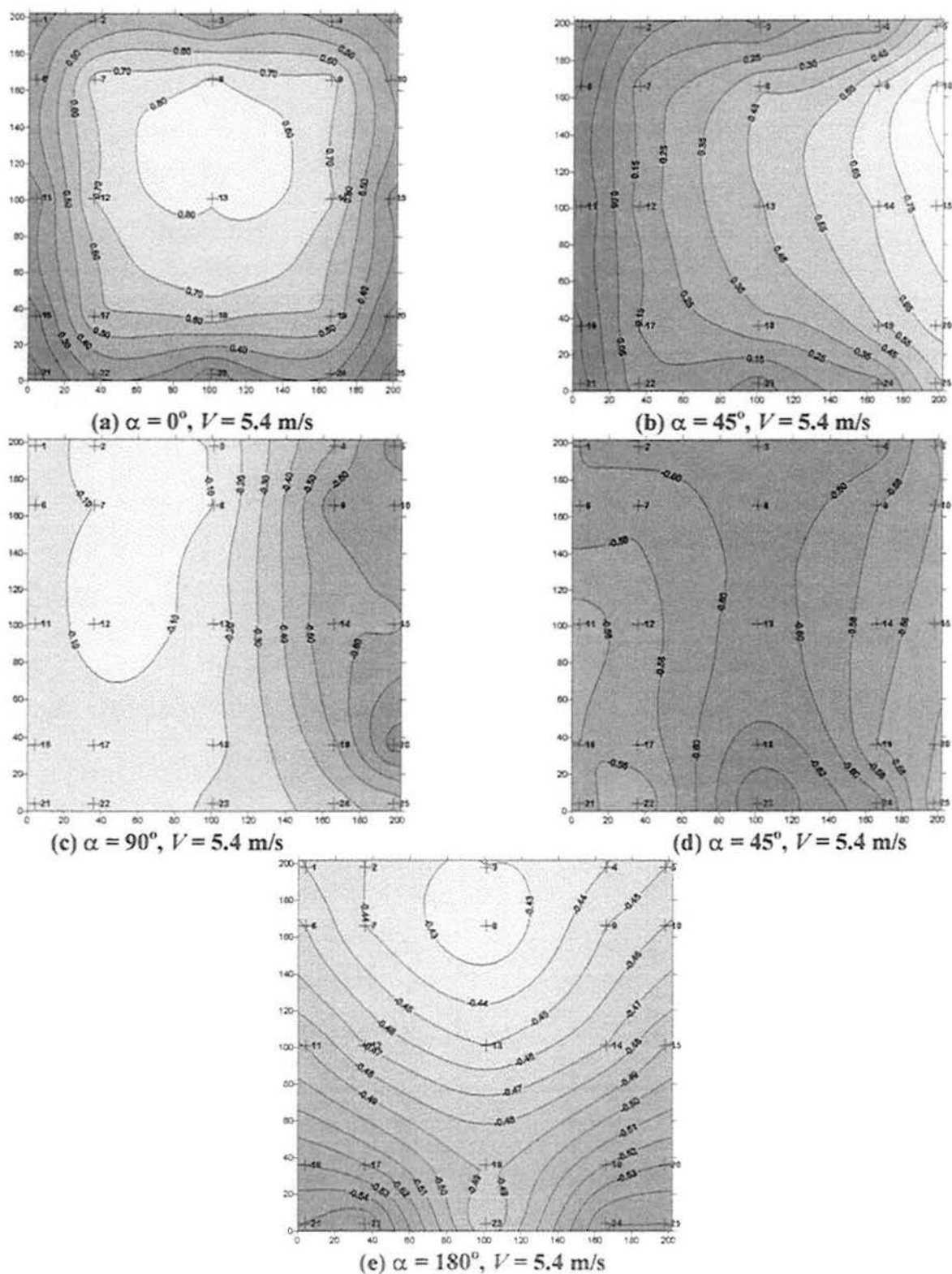


Fig. II.2 - Coeficientes de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (1ª série de ensaios, Modelo rígido)

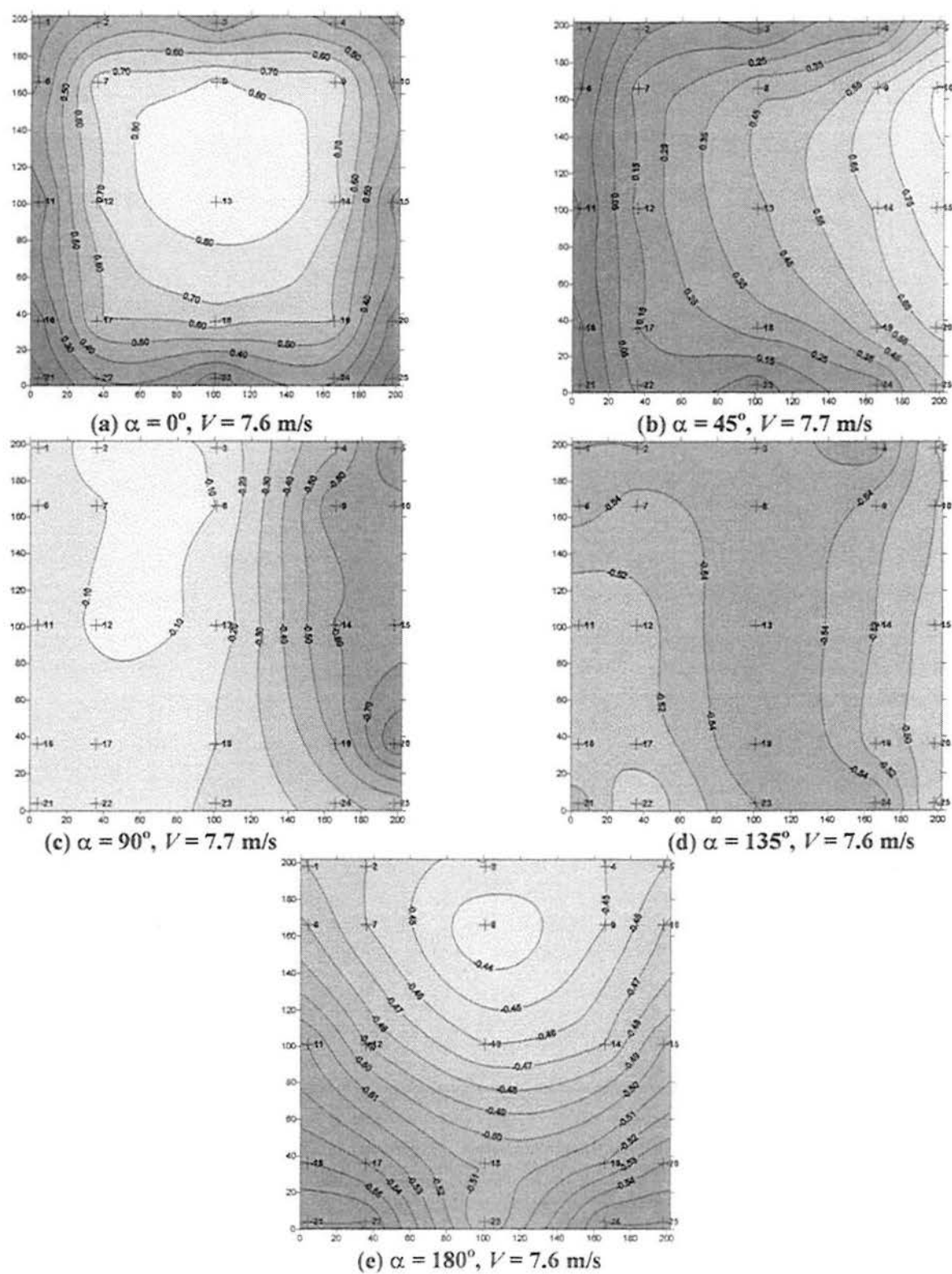


Fig. II.3 - Coeficientes de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (2ª série de ensaios, Modelo rígido)

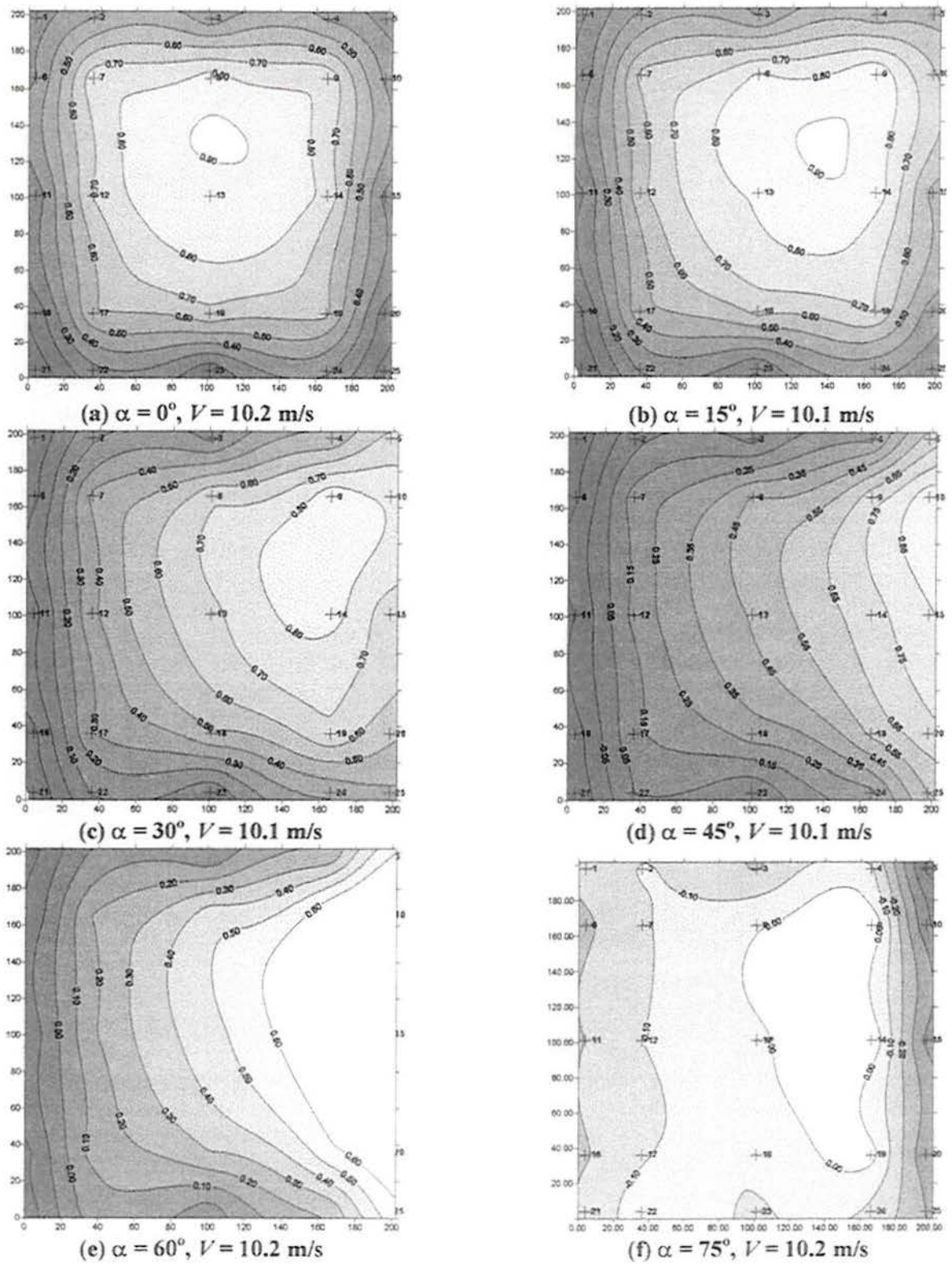


Fig. II.4 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (3ª série de ensaios, Modelo rígido)

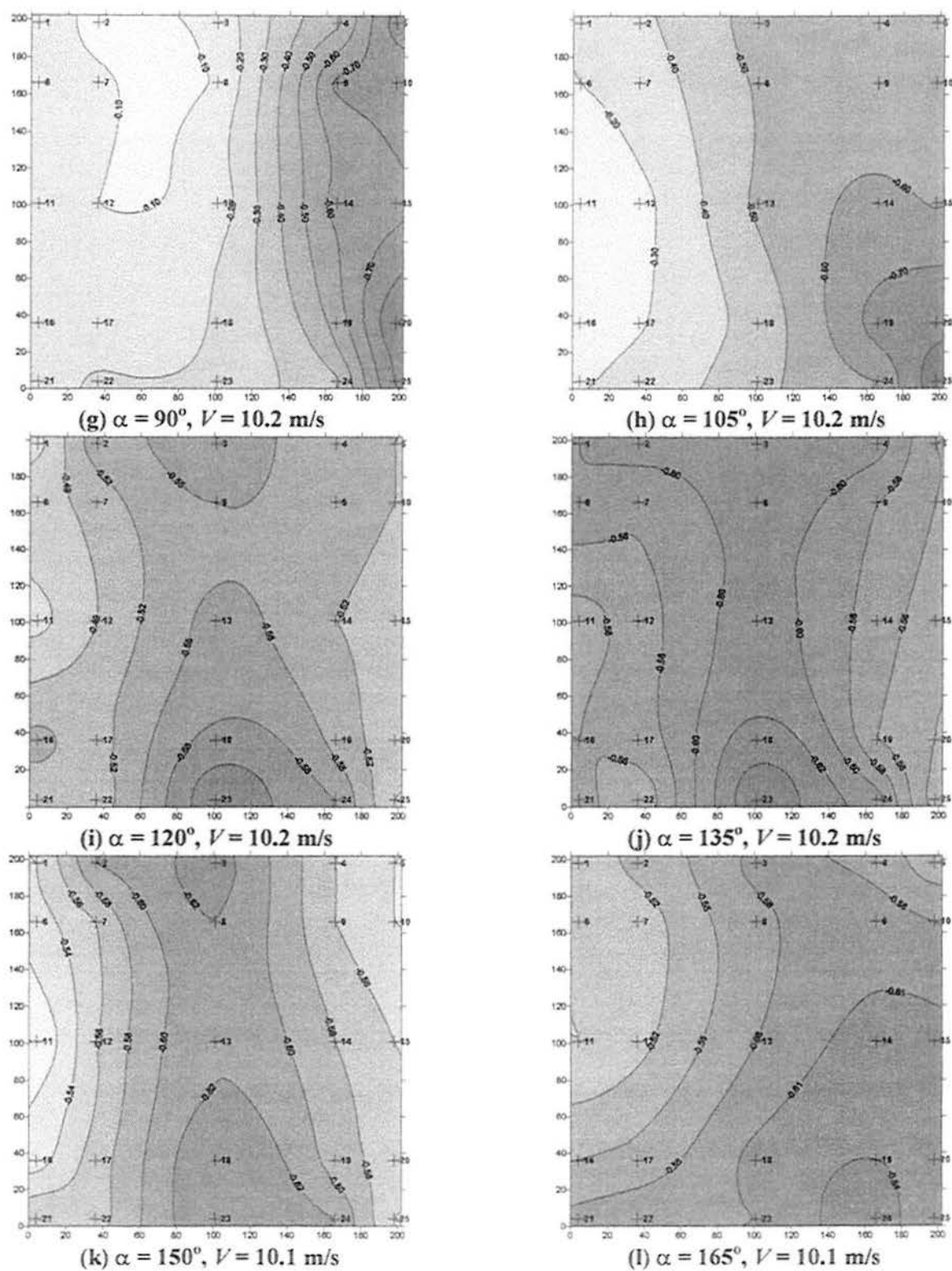


Fig. II.4 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (3ª série de ensaios, Modelo rígido) (continuação)

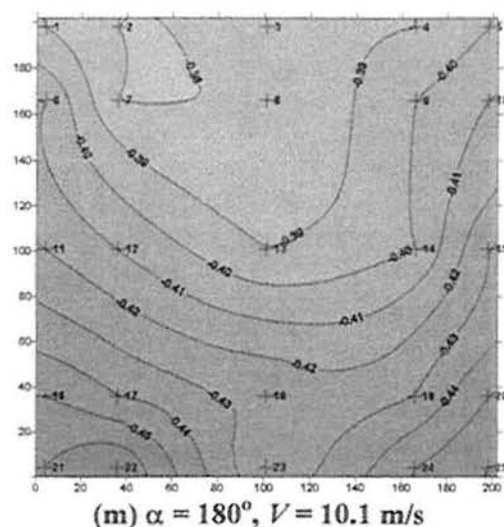
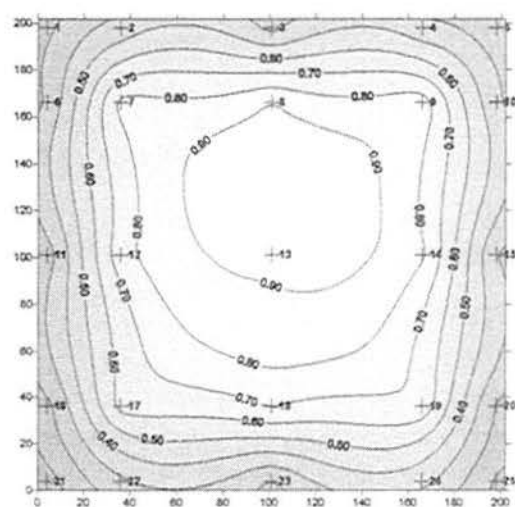


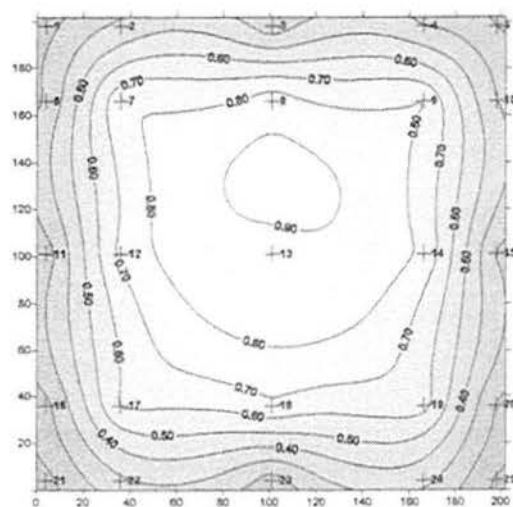
Fig. II.4 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (3ª série de ensaios, Modelo rígido) (continuação)

### II.1.2.2 Modelo Semi-flexível

Para os valores de velocidade de aproximadamente 5 m/s e 7.5 m/s, foram realizados ensaios para apenas o ângulo de  $0^\circ$ , cujas distribuições dos coeficientes de pressão encontram-se nas figuras II.5 (a) e (b). Nas figuras II.6 (a) - (m) estão as distribuições para a velocidade de 10 m/s.



(a)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 5.4$  m/s



(b)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 7.5$  m/s

Fig. II.5 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo semi-flexível)



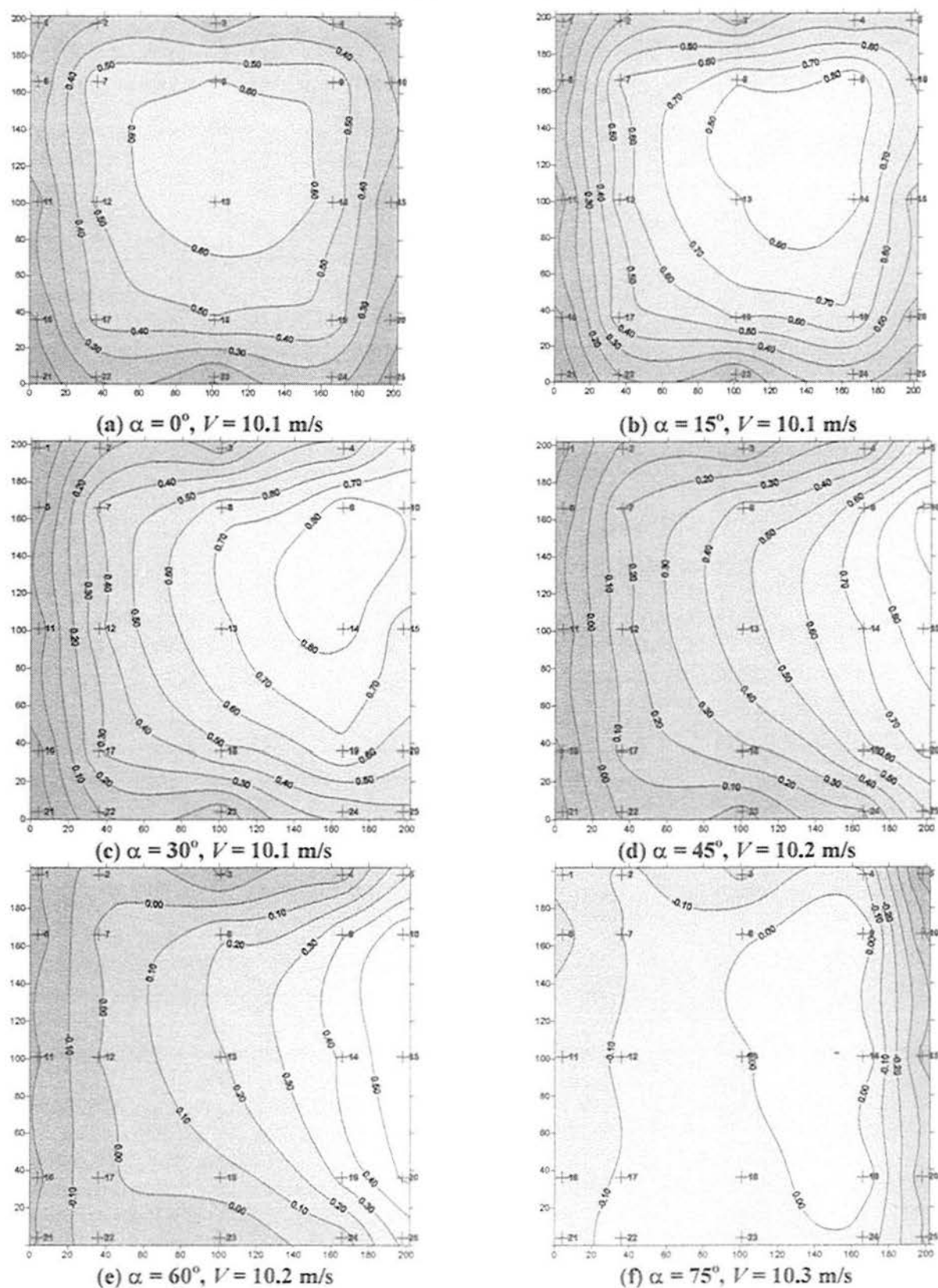


Fig. II.6 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo semi-flexível)

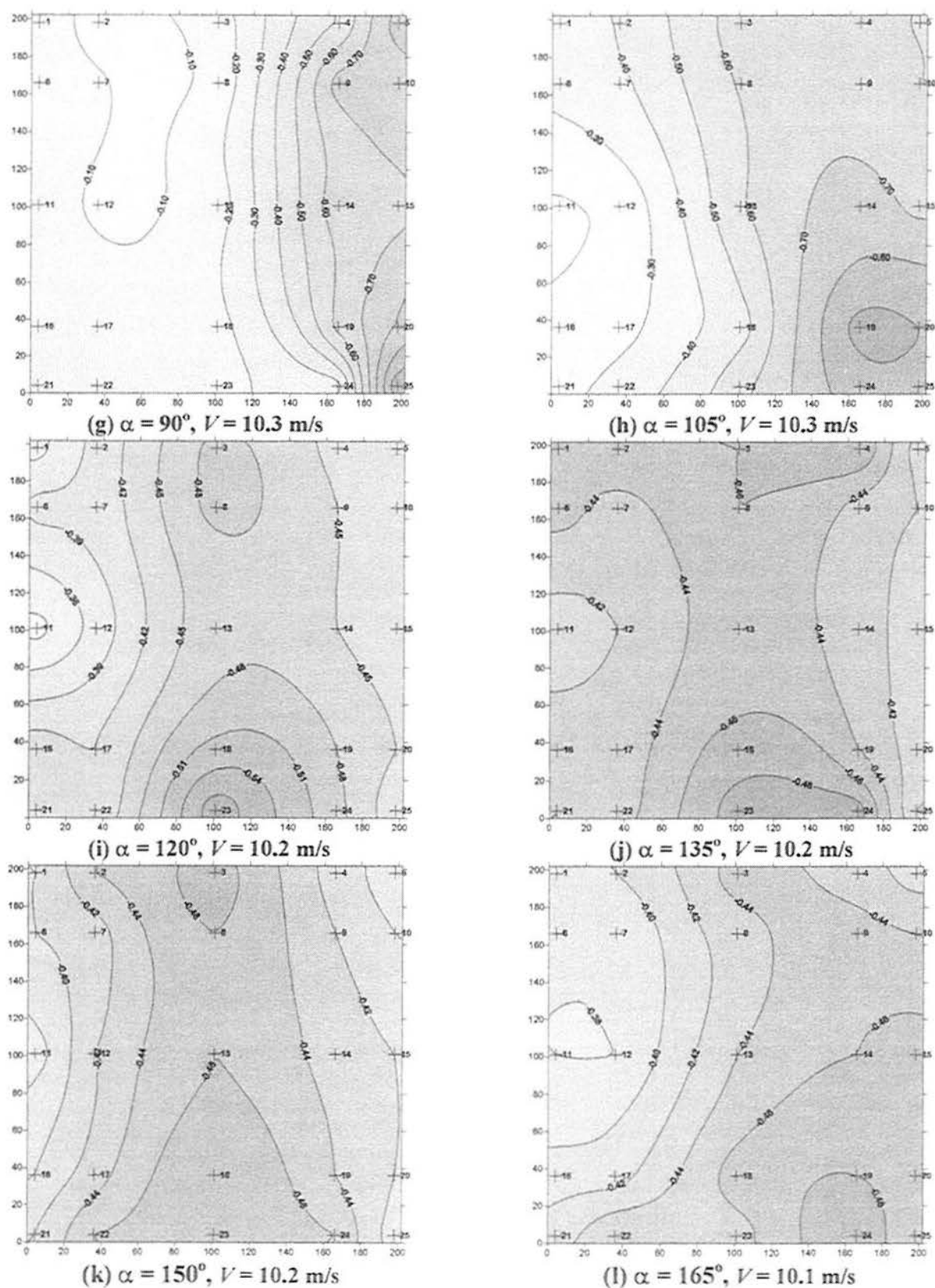


Fig. II.6 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo semi-flexível) (continuação)

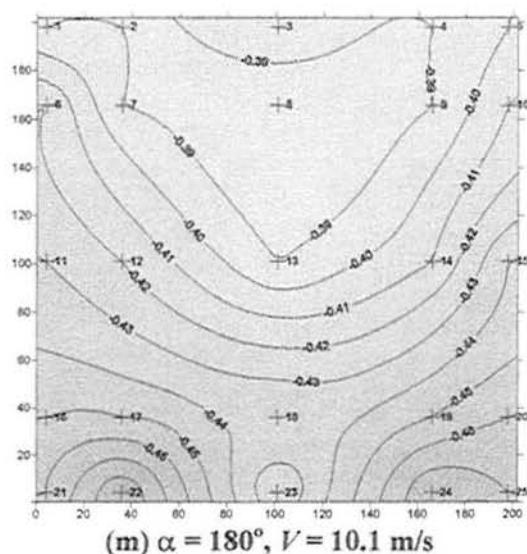
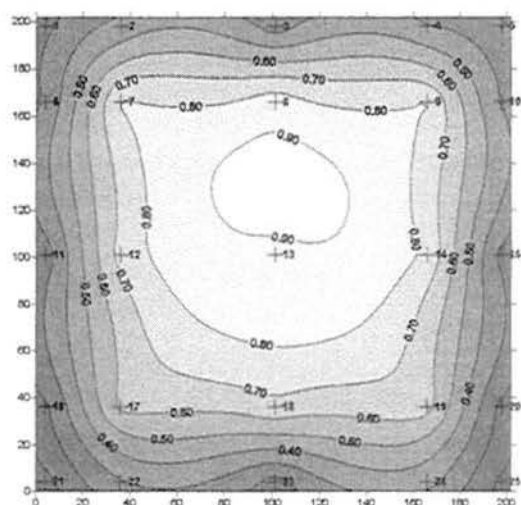


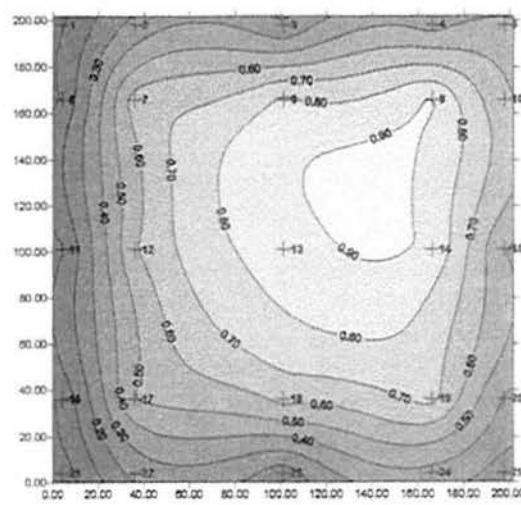
Fig. II.6 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo semi-flexível) (continuação)

### II.1.2.2 Modelo Flexível

Para o modelo flexível, foram realizadas duas séries de ensaios, sendo a primeira delas para uma variação do ângulo de incidência do vento simulado de  $0^\circ$  a  $180^\circ$  a cada  $15^\circ$ , e a segunda série para variações do ângulo de incidência a cada  $45^\circ$ . As distribuições dos coeficientes de pressão média resultantes dos ensaios podem ser vistas nas figuras II.7 (a) - (m) e II.8 (a) - (e):



(a)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 5.3$  m/s



(b)  $\alpha = 15^\circ$ ,  $V = 5.3$  m/s

Fig. II.7 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo flexível, 1ª série de ensaios)

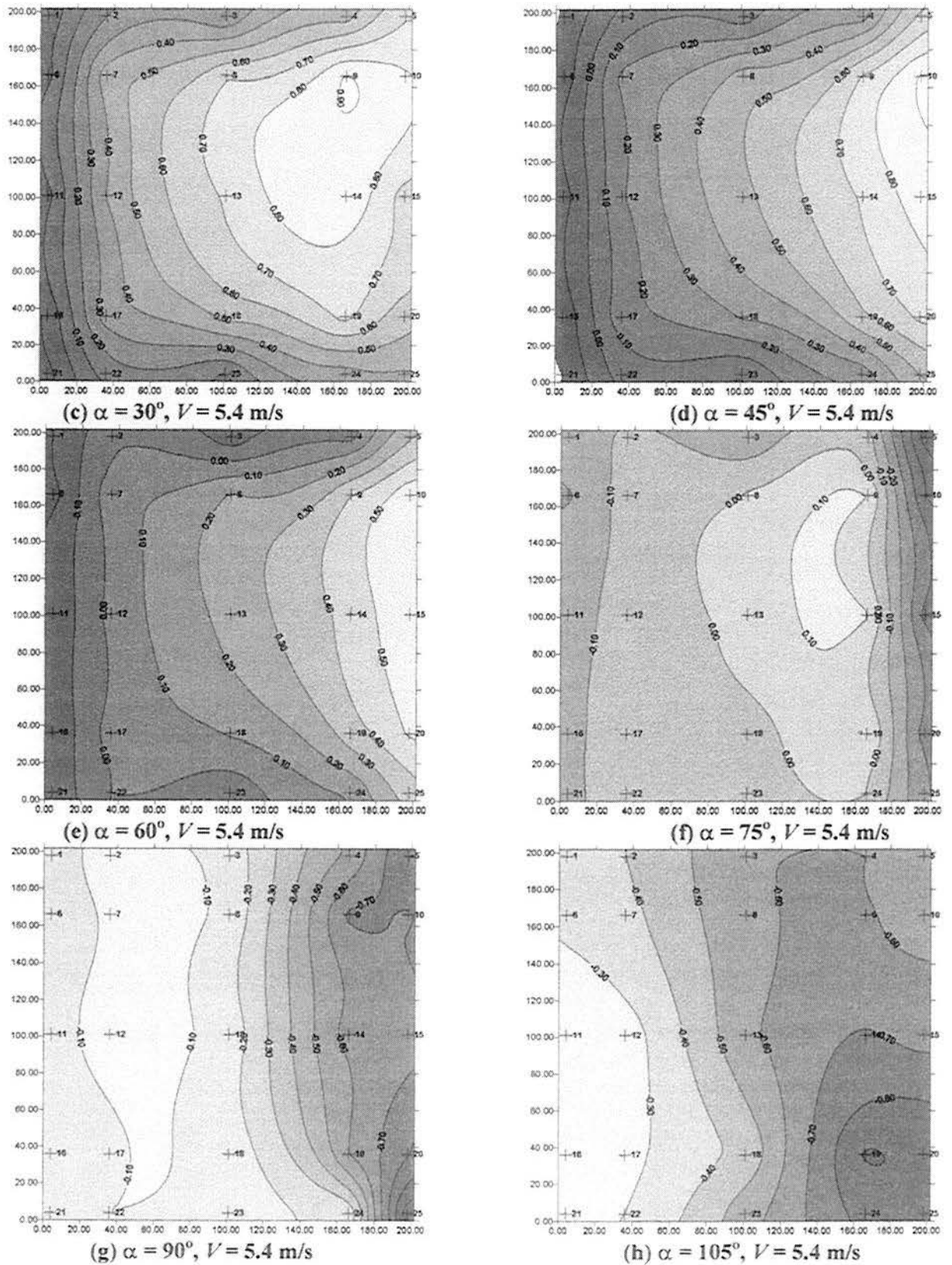


Fig. II.7 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo flexível) (continuação)

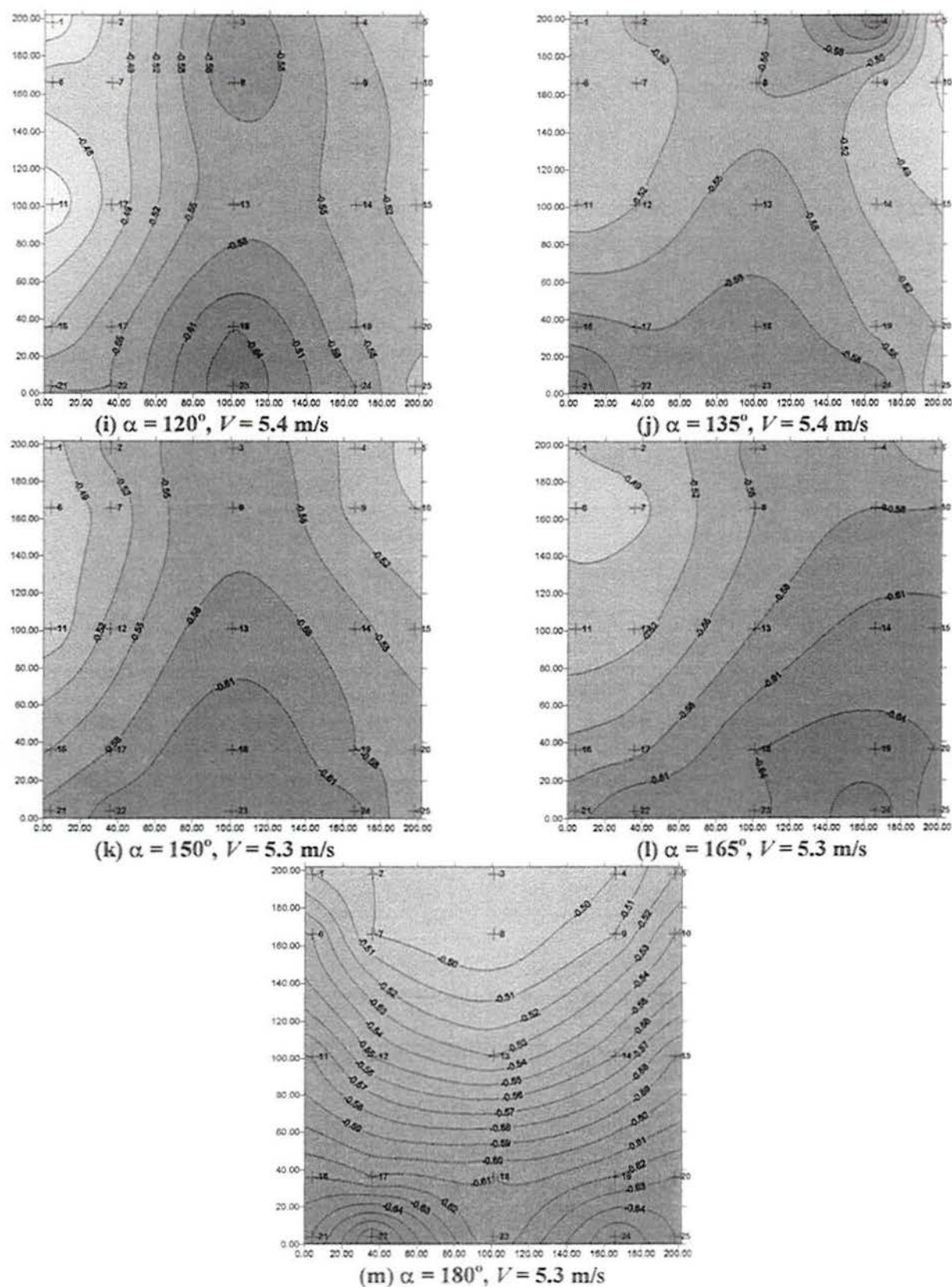


Fig. II.7 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo flexível)  
(continuação)

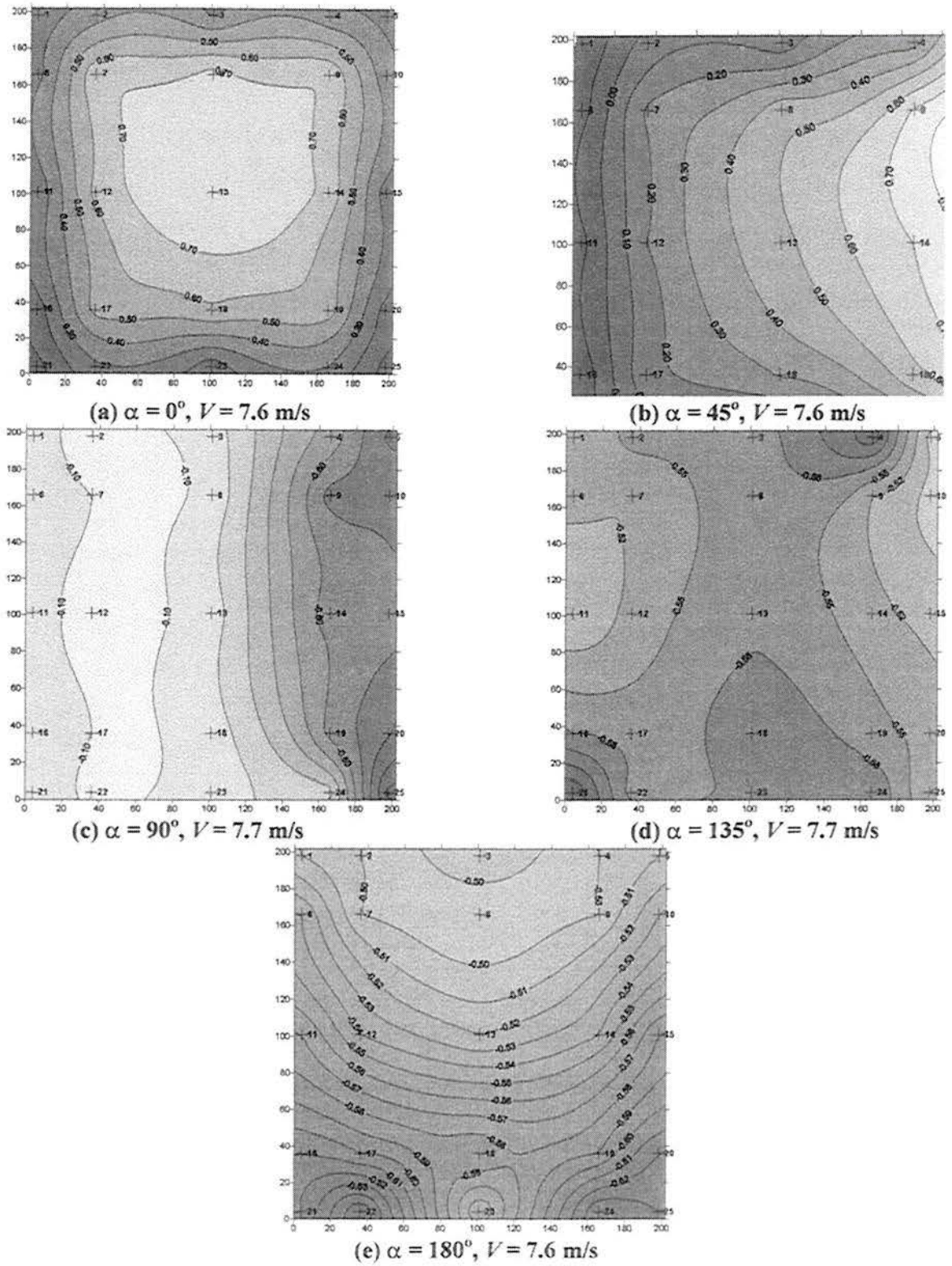


Fig. II.8 - Coeficiente de pressão média a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo flexível, 2ª série de ensaios)

## II.2 Coeficientes de pressão RMS obtidos com Transdutores *Honeywell*

Os coeficientes de pressão RMS foram calculados de acordo com a expressão (5.1), substituindo o valor médio  $\Delta p$  pelo valor quadrático médio das pressões flutuantes  $\Delta p_{RMS}$ . O valor quadrático médio (ou valor RMS) dos registros de pressões flutuantes, foram calculados para cada ângulo de incidência do vento simulado sobre o modelo, e para cada uma das tomadas da face principal do modelo, de acordo com a expressão dada em (5.2). Os coeficientes de pressão RMS foram graficados na superfície do modelo, e estão indicados nas figuras a seguir, divididos em seções de acordo com a condição de rigidez do modelo.

### II.2.1 Modelo Rígido

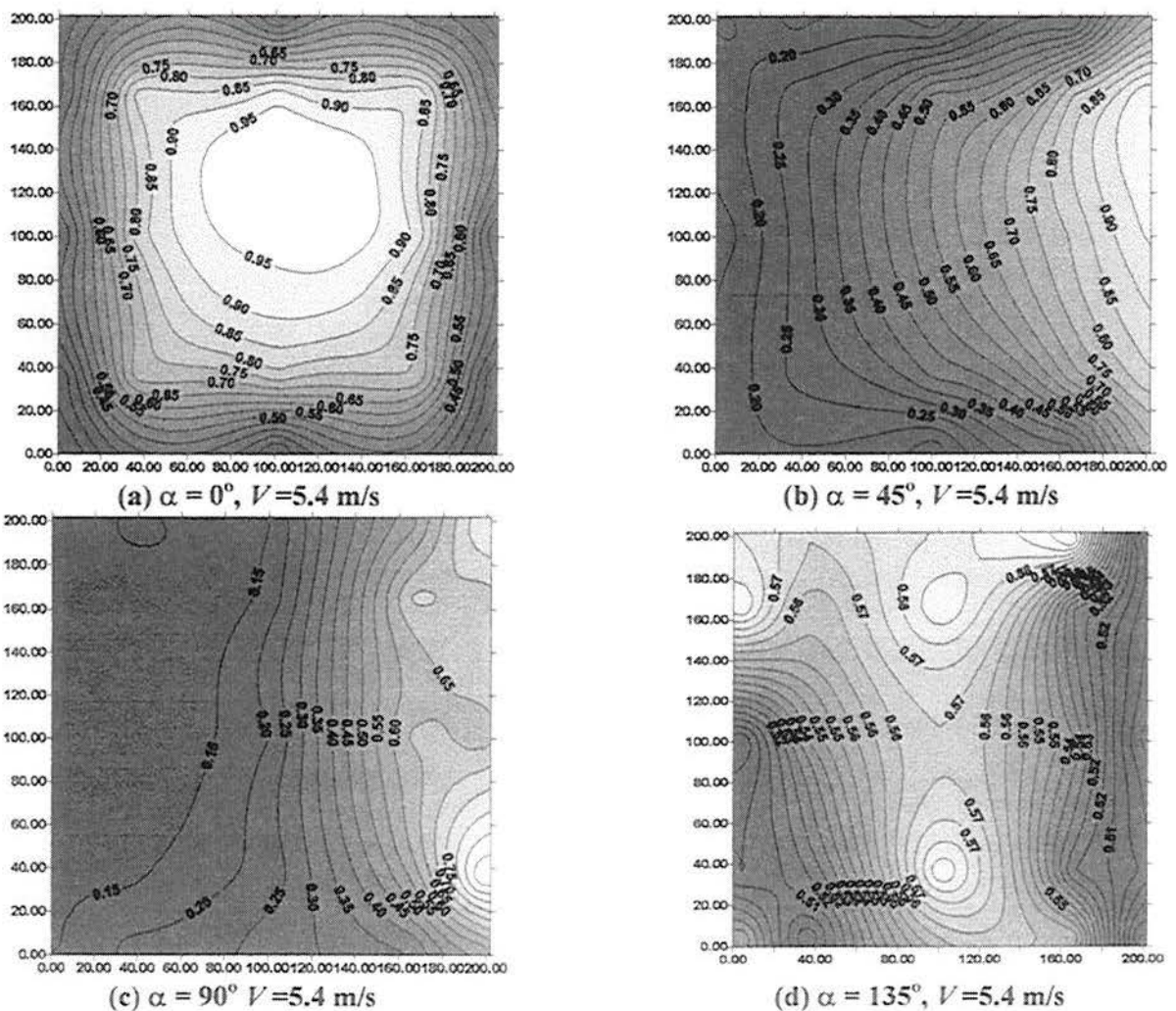
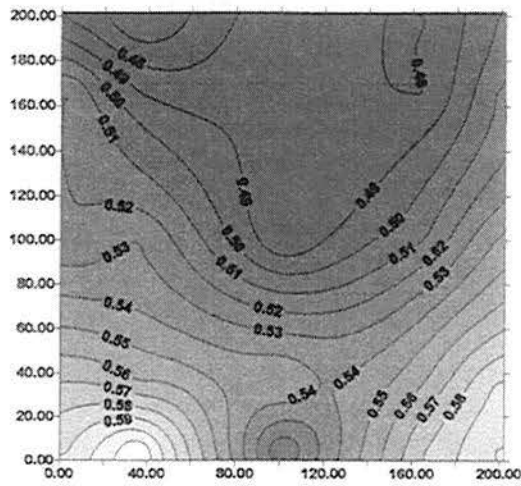
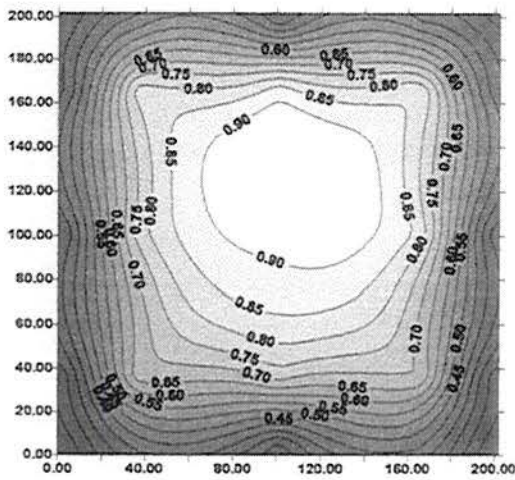


Fig. II.9 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores *Honeywell* (1ª série de ensaios, Modelo rígido)

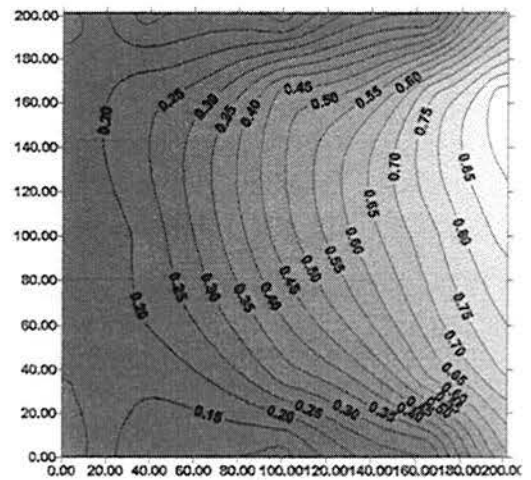


(e)  $\alpha = 180^\circ$ ,  $V = 5.4$  m/s

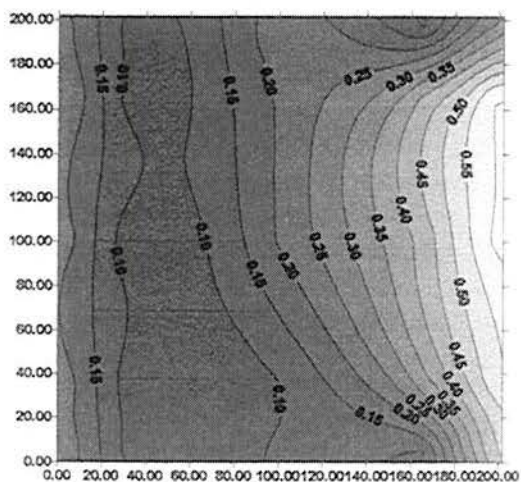
Fig. II.9 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores *Honeywell* (1ª série de ensaios, Modelo rígido) (continuação)



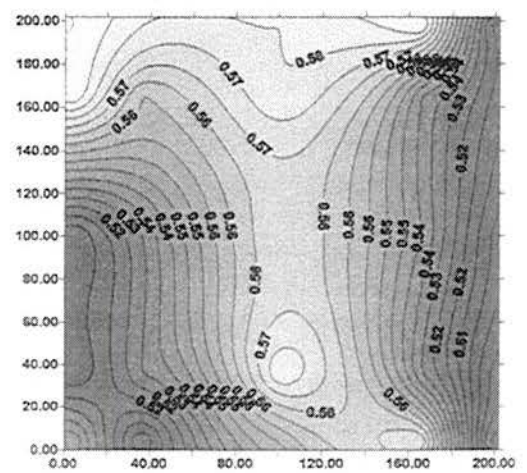
(a)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 7.6$  m/s



(b)  $\alpha = 45^\circ$ ,  $V = 7.7$  m/s



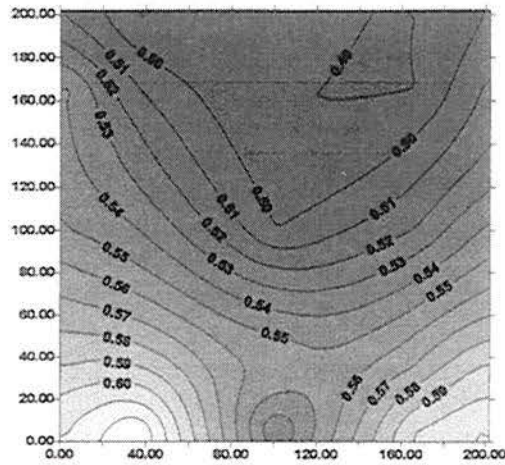
(c)  $\alpha = 90^\circ$ ,  $V = 7.7$  m/s



(d)  $\alpha = 135^\circ$ ,  $V = 7.6$  m/s

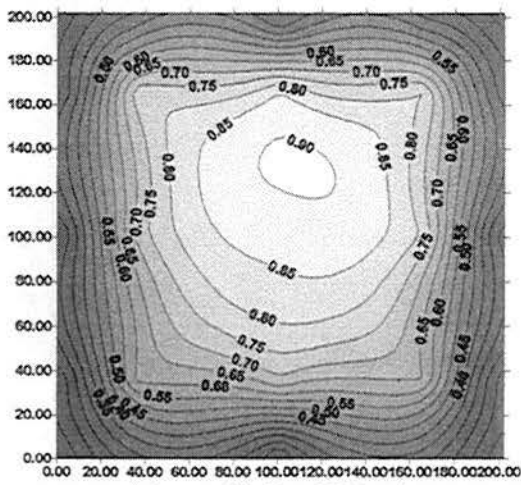
Fig. II.10 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores *Honeywell* (2ª série de ensaios, Modelo rígido)



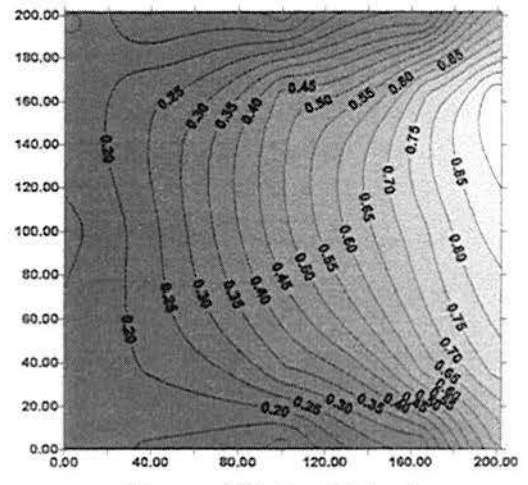


(e)  $\alpha = 180^\circ, V = 7.6 \text{ m/s}$

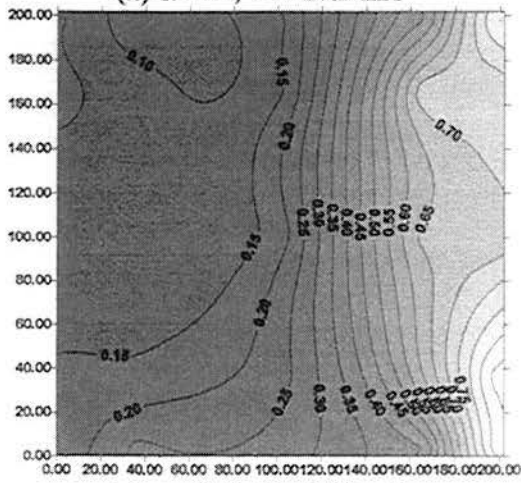
Fig. II.10 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores *Honeywell* (2ª série de ensaios, Modelo rígido) (continuação)



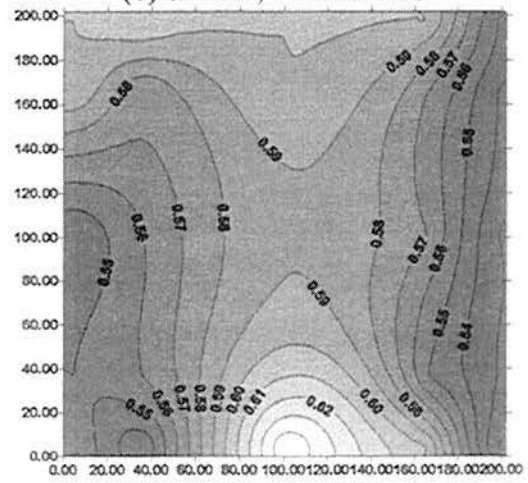
(a)  $\alpha = 0^\circ, V = 10.2 \text{ m/s}$



(b)  $\alpha = 45^\circ, V = 10.1 \text{ m/s}$

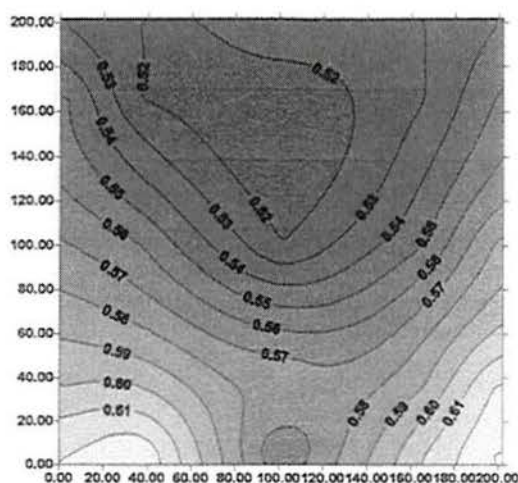


(c)  $\alpha = 90^\circ, V = 10.2 \text{ m/s}$

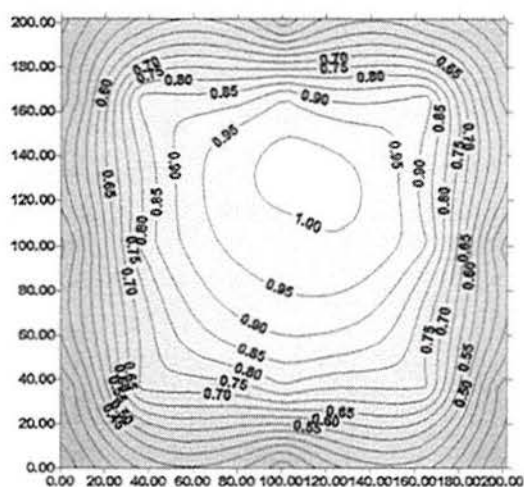
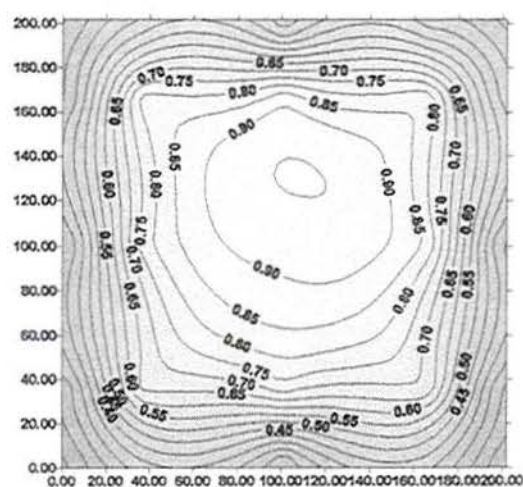


(d)  $\alpha = 13^\circ, V = 10.2 \text{ m/s}$

Fig. II.11 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores *Honeywell* (3ª série de ensaios, Modelo rígido)

(e)  $\alpha = 180^\circ$ ,  $V = 10.1$  m/sFig. II.11 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores *Honeywell* (3ª série de ensaios, Modelo rígido) (continuação)

## II.2.2 Modelo Semi-Flexível

(a)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 5.4$  m/s(b)  $\alpha = 0^\circ$ ,  $V = 7.5$  m/sFig. II.12 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo semi-flexível)

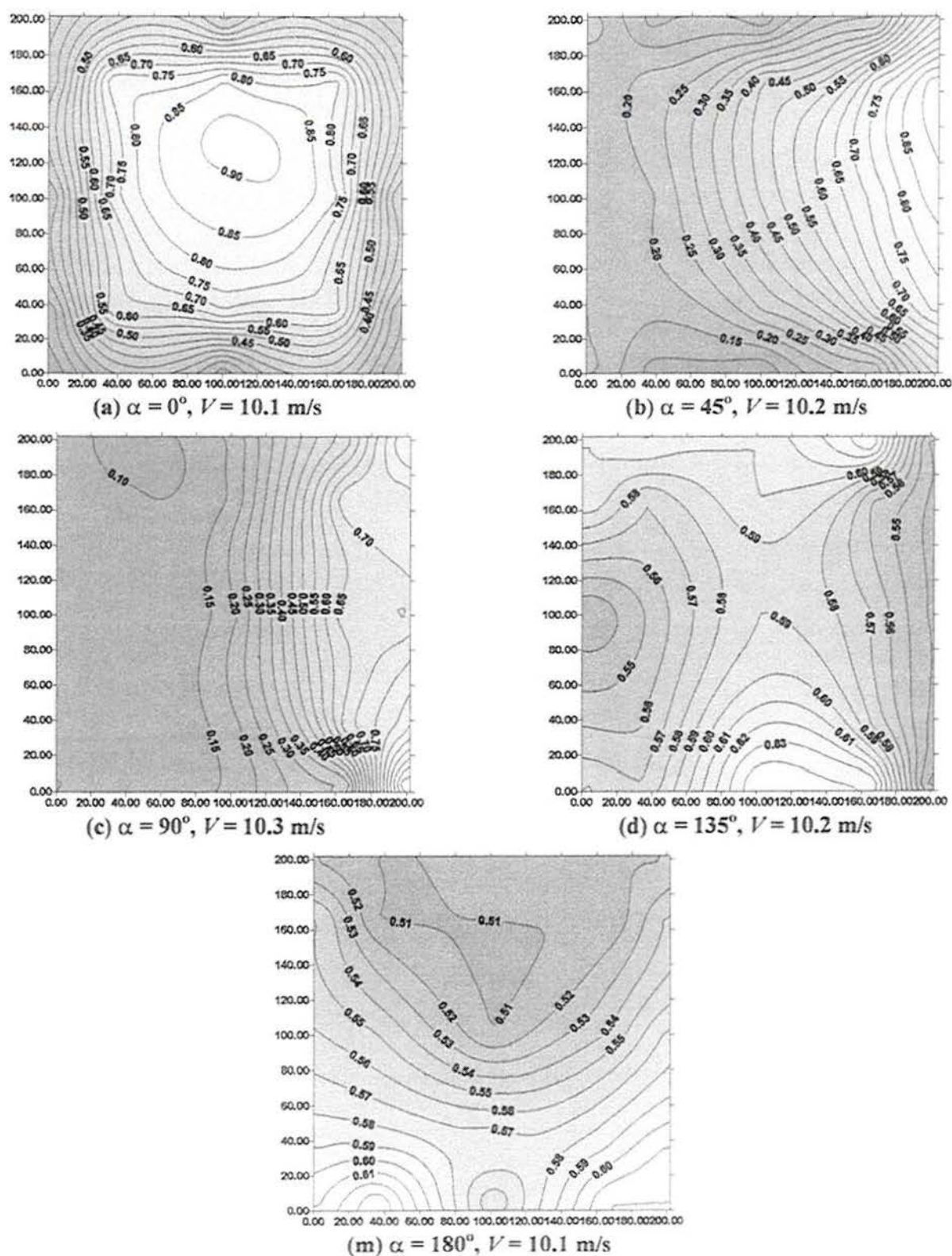


Fig. II.13 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo semi-flexível)

II.2.2 Modelo Flexível

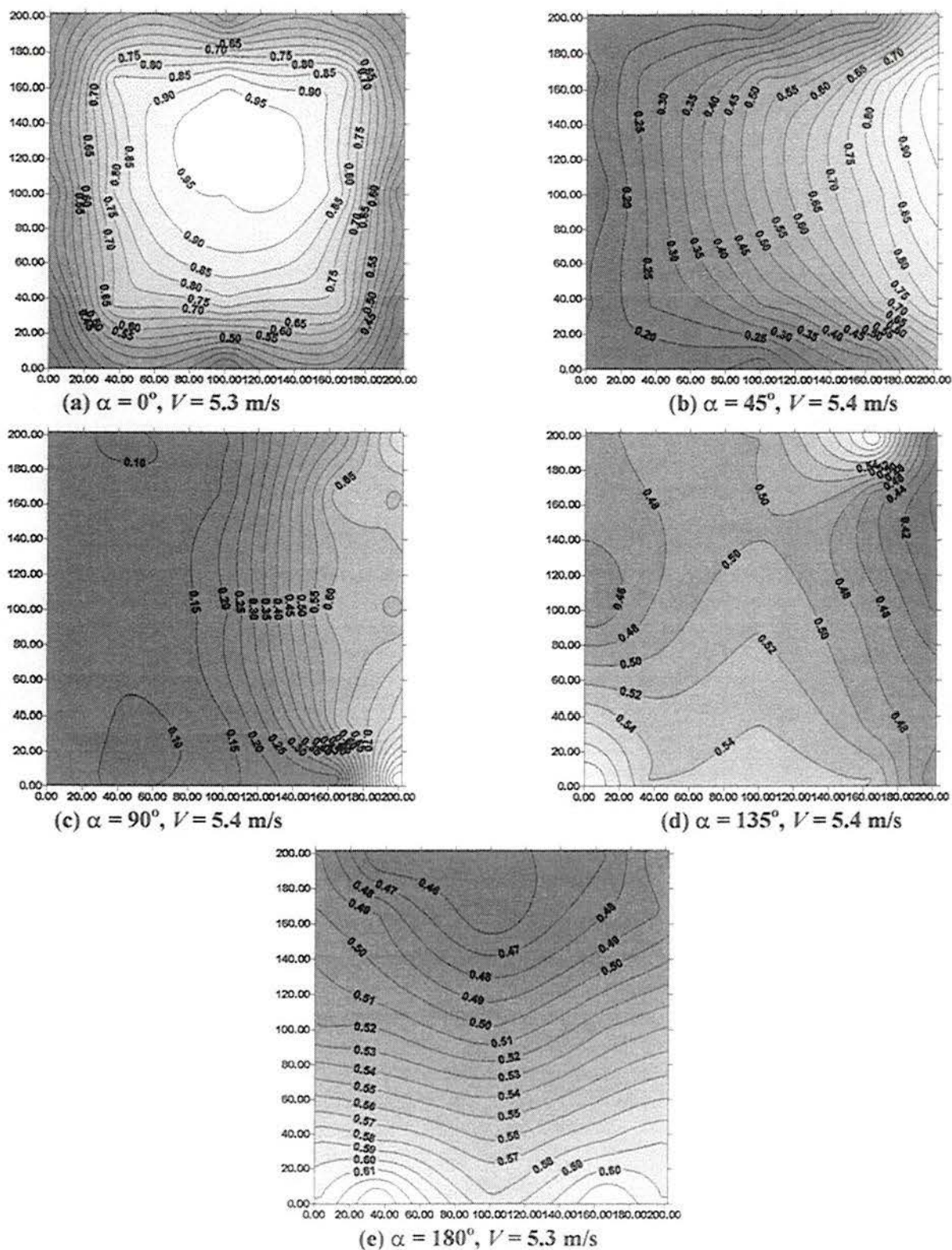


Fig. II.14 - Coeficiente de pressão RMS a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo flexível, 1ª série de ensaios)

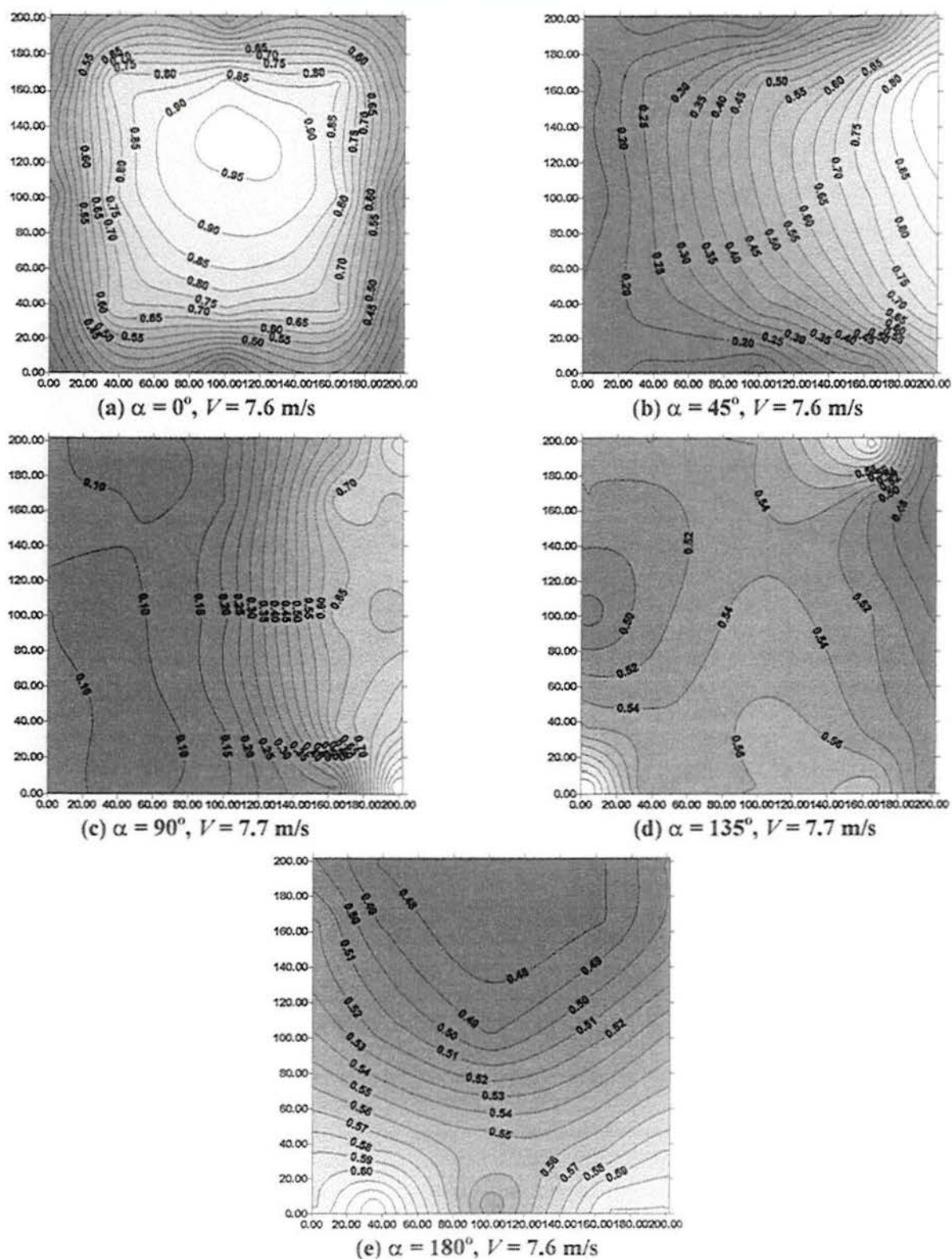
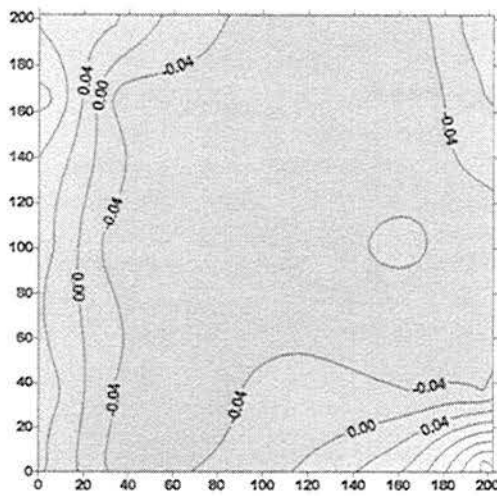
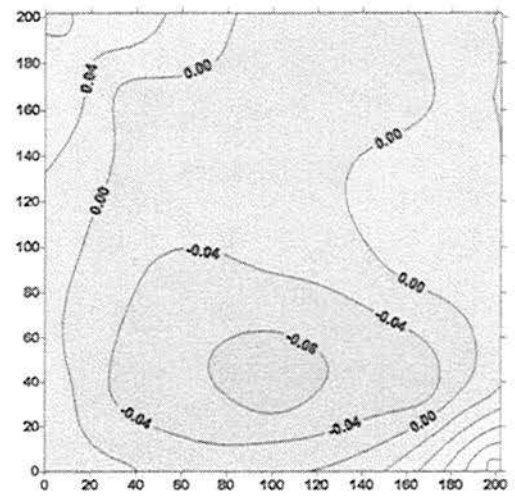


Fig. II.15 - Coeficiente de pressão rms a partir de Transdutores *Honeywell* (Modelo flexível, 2ª série de ensaios)

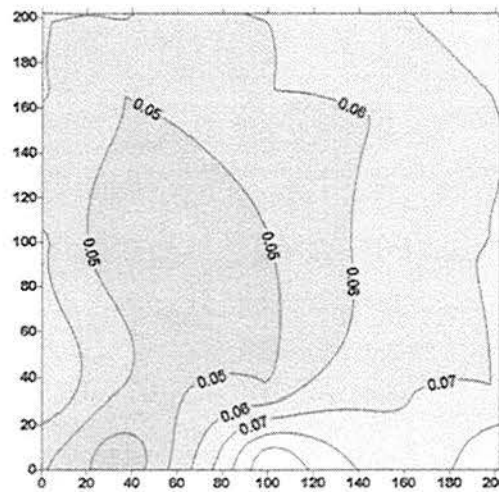




(a)  $\alpha = 0^\circ$

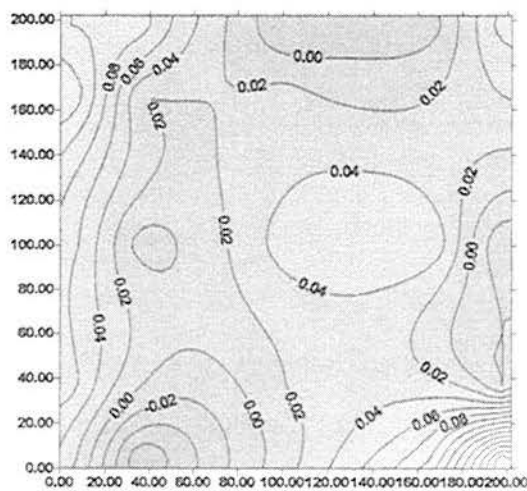


(b)  $\alpha = 90^\circ$

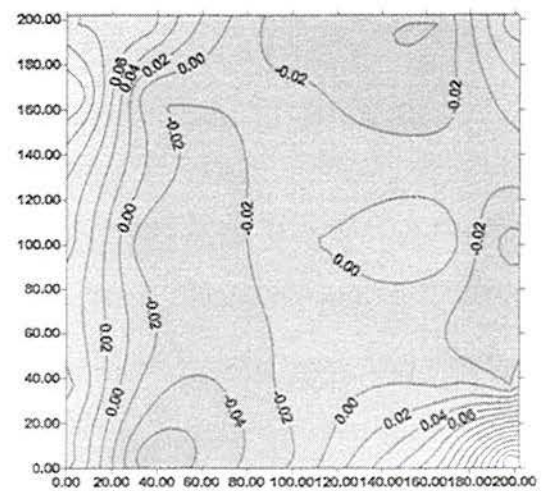


(c)  $\alpha = 180^\circ$

Fig. II.17 (a) - (c) - Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo rígido ( $V=7.5\text{m/s}$ )



(a)  $\alpha = 0^\circ, V = 5\text{m/s}$



(b)  $\alpha = 0^\circ, V = 7.5\text{m/s}$

Fig. II.18 - Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo semi-flexível

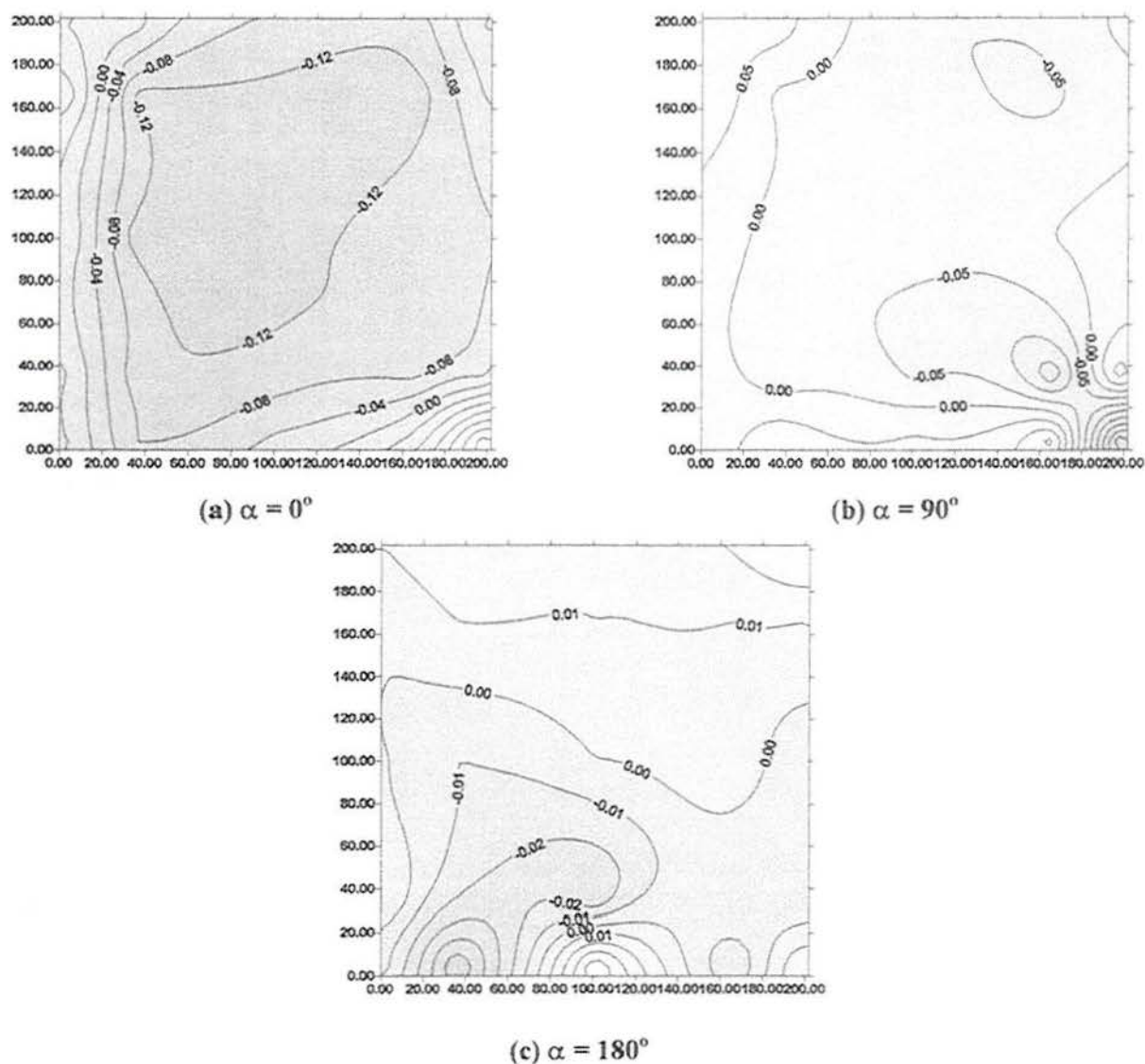


Fig. II.19 (a) - (c)- Diferença entre os coeficientes de pressão média para modelo flexível ( $V=7.5\text{m/s}$ )

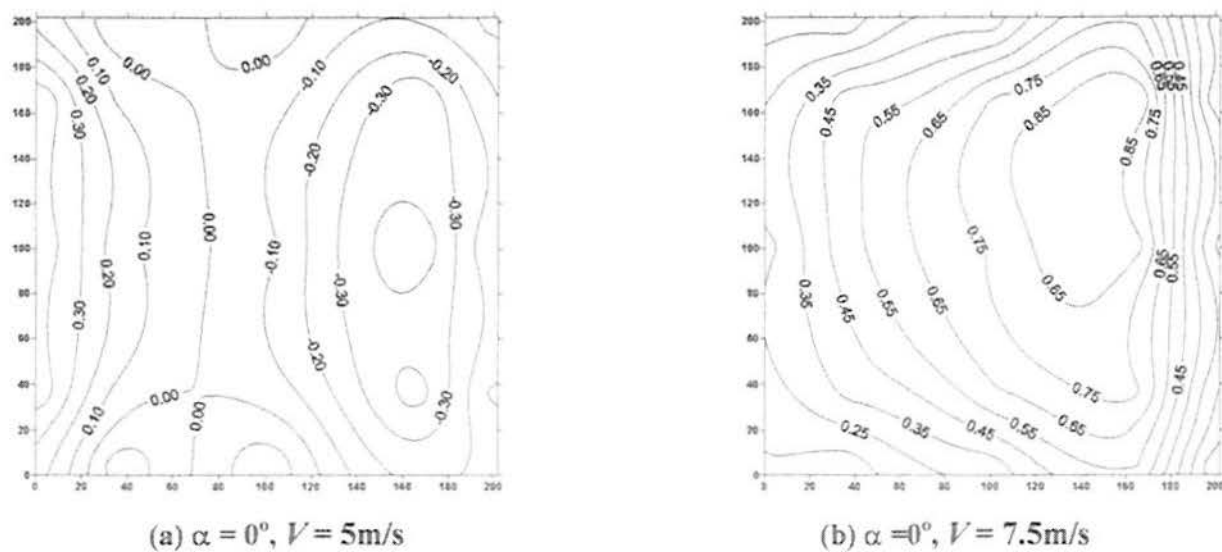


Fig. II.20 - Diferença entre os coeficientes de pressão RMS para modelo semi-flexível



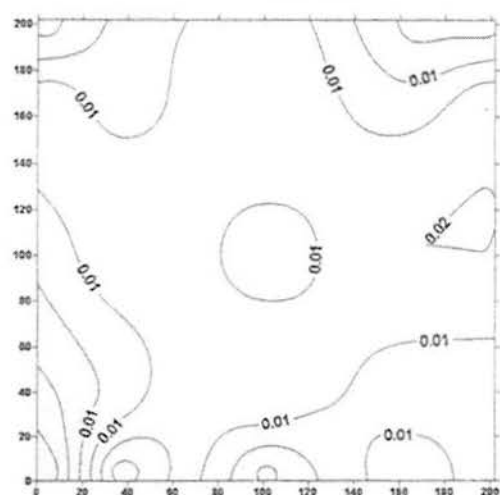
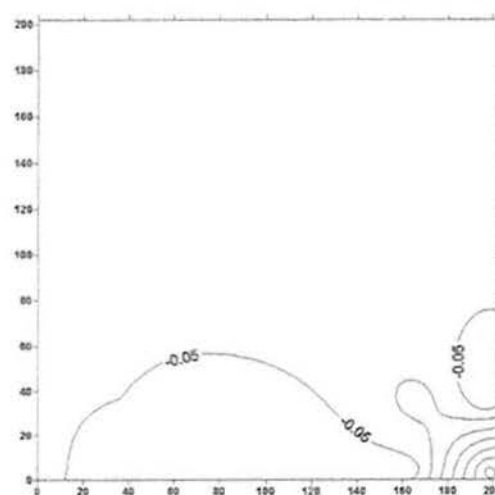
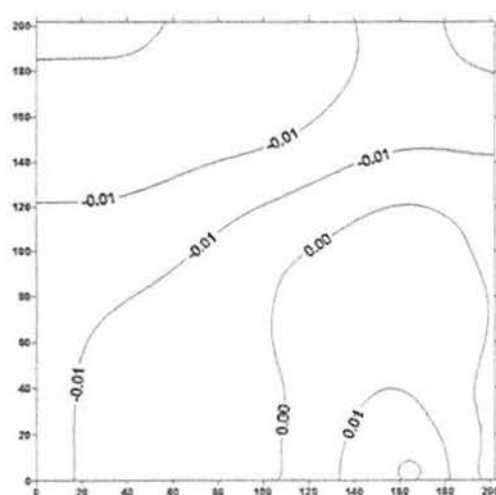
(a)  $\alpha = 0^\circ$ (b)  $\alpha = 90^\circ$ (c)  $\alpha = 180^\circ$ 

Fig. II.21 (a) - (c)- Diferença entre os coeficientes de pressão RMS para modelo flexível ( $V=7.5\text{m/s}$ )

## **Anexo III - Autovetores da Matriz de Coeficientes de Correlação**

A seguir, estão indicados as primeiras seis formas modais da matriz de coeficientes de correlação, dispostos na superfície do modelo. Na legenda de cada modo, aparece o autovetor correspondente  $\lambda$ , o ângulo de incidência do vento simulado sobre a superfície do modelo e o valor da velocidade de escoamento correspondente.

## III.1 Modelo Rígido

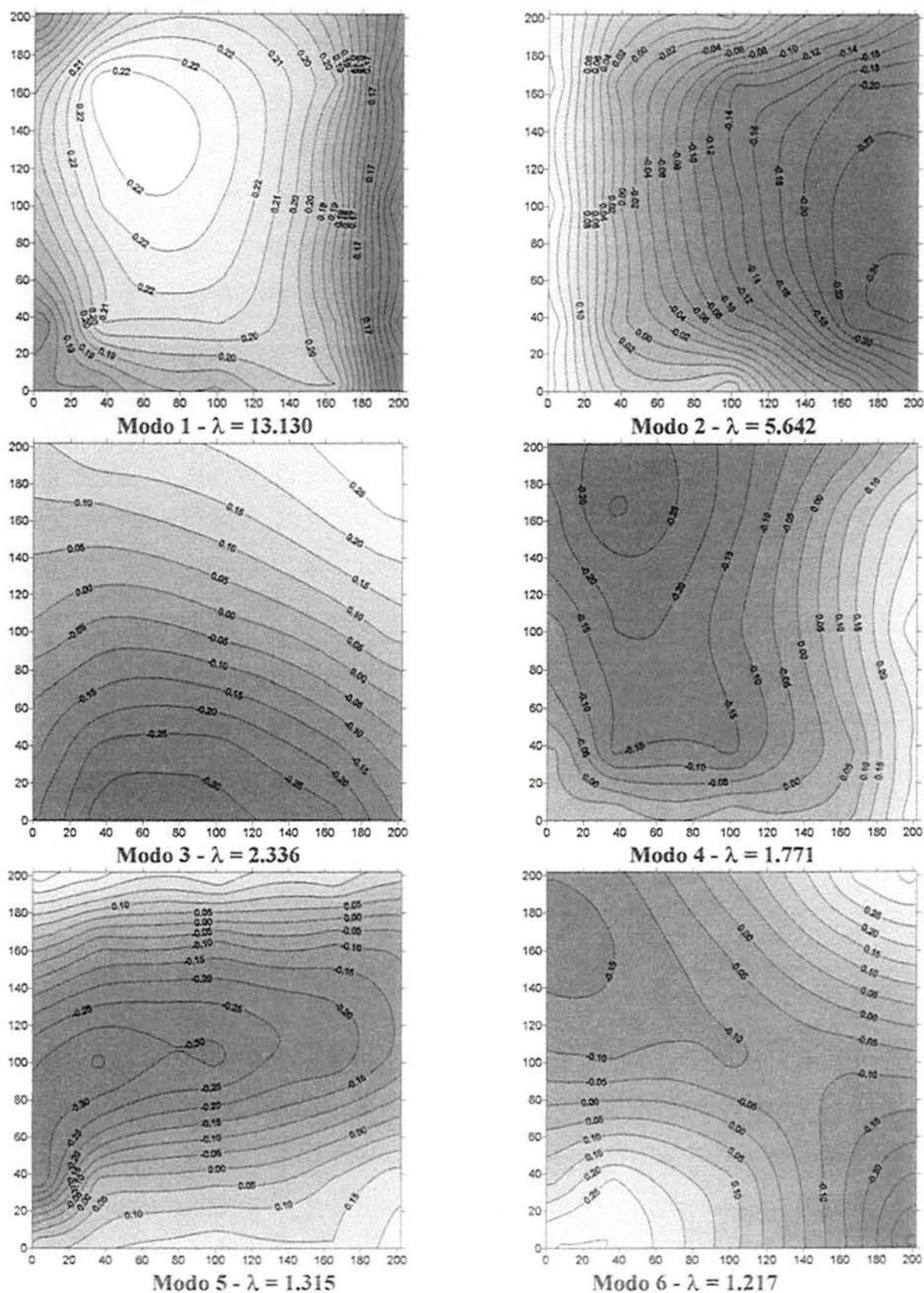


Fig. III.1 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $45^\circ$ ,  $V=5.4\text{m/s}$

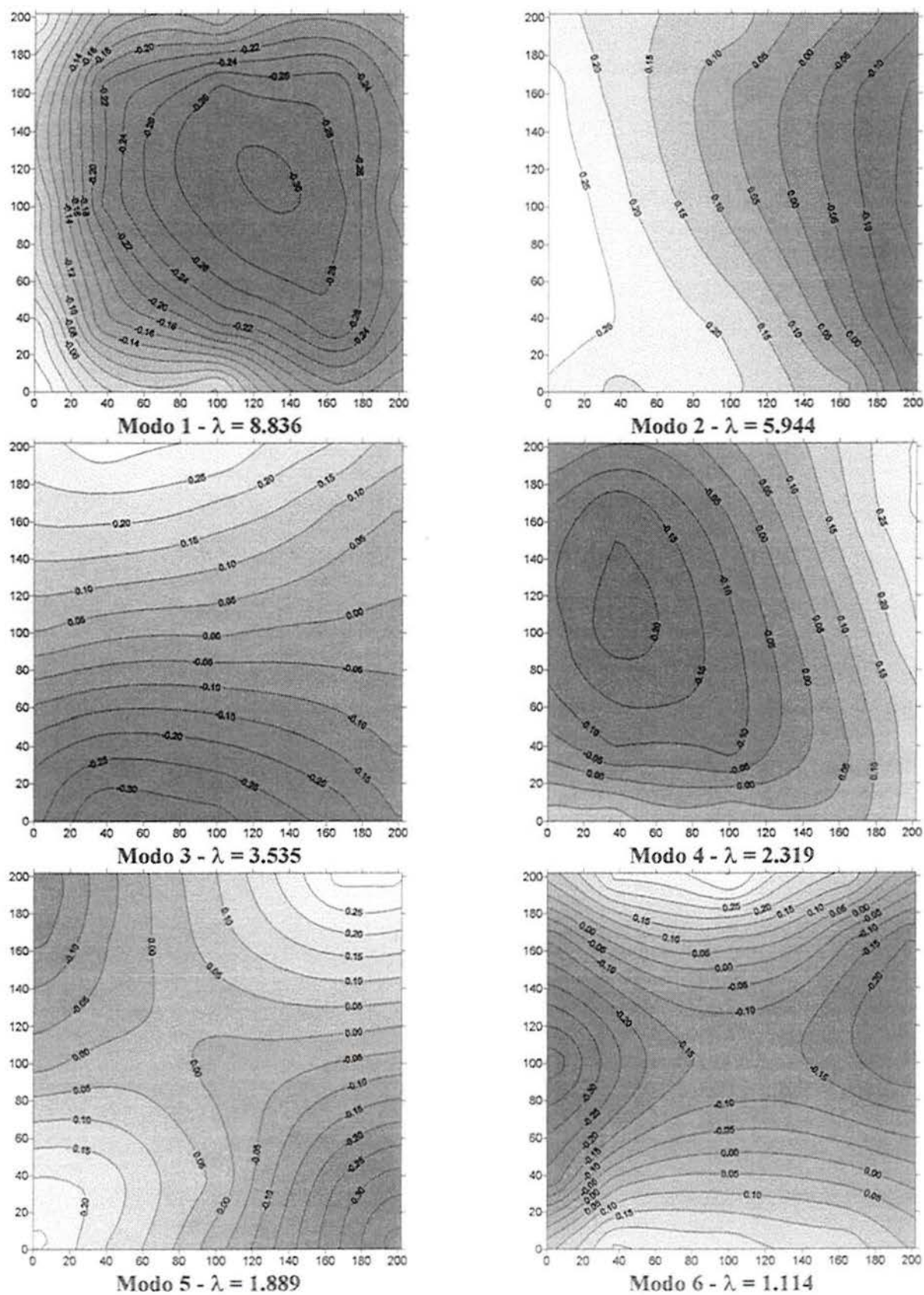


Fig. III.2 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $45^\circ$ ,  $V=7.7\text{m/s}$

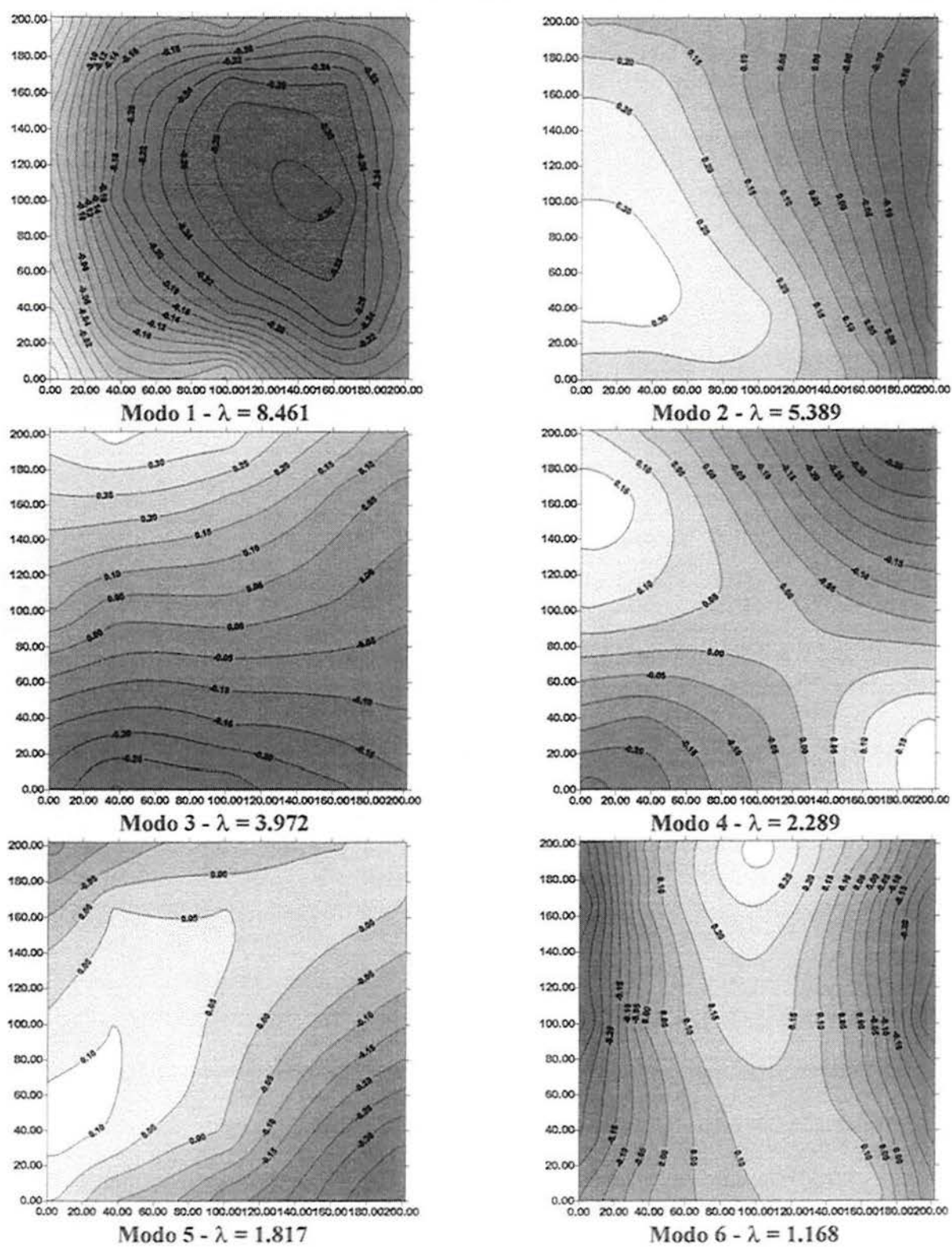


Fig. III.3 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $45^\circ$ ,  $V=10.1\text{m/s}$

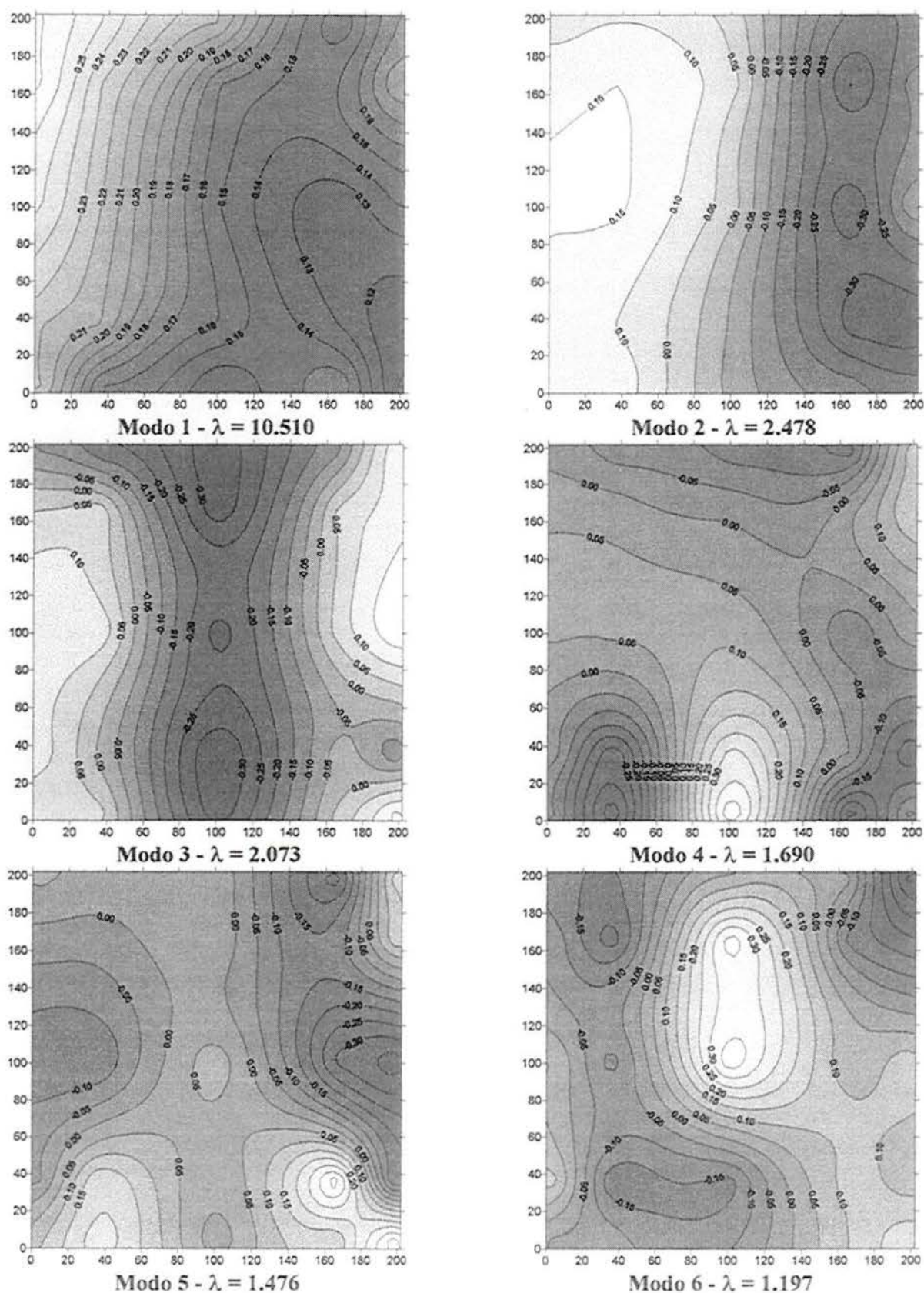


Fig. III.4 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $90^\circ$ ,  $V=5.4\text{m/s}$

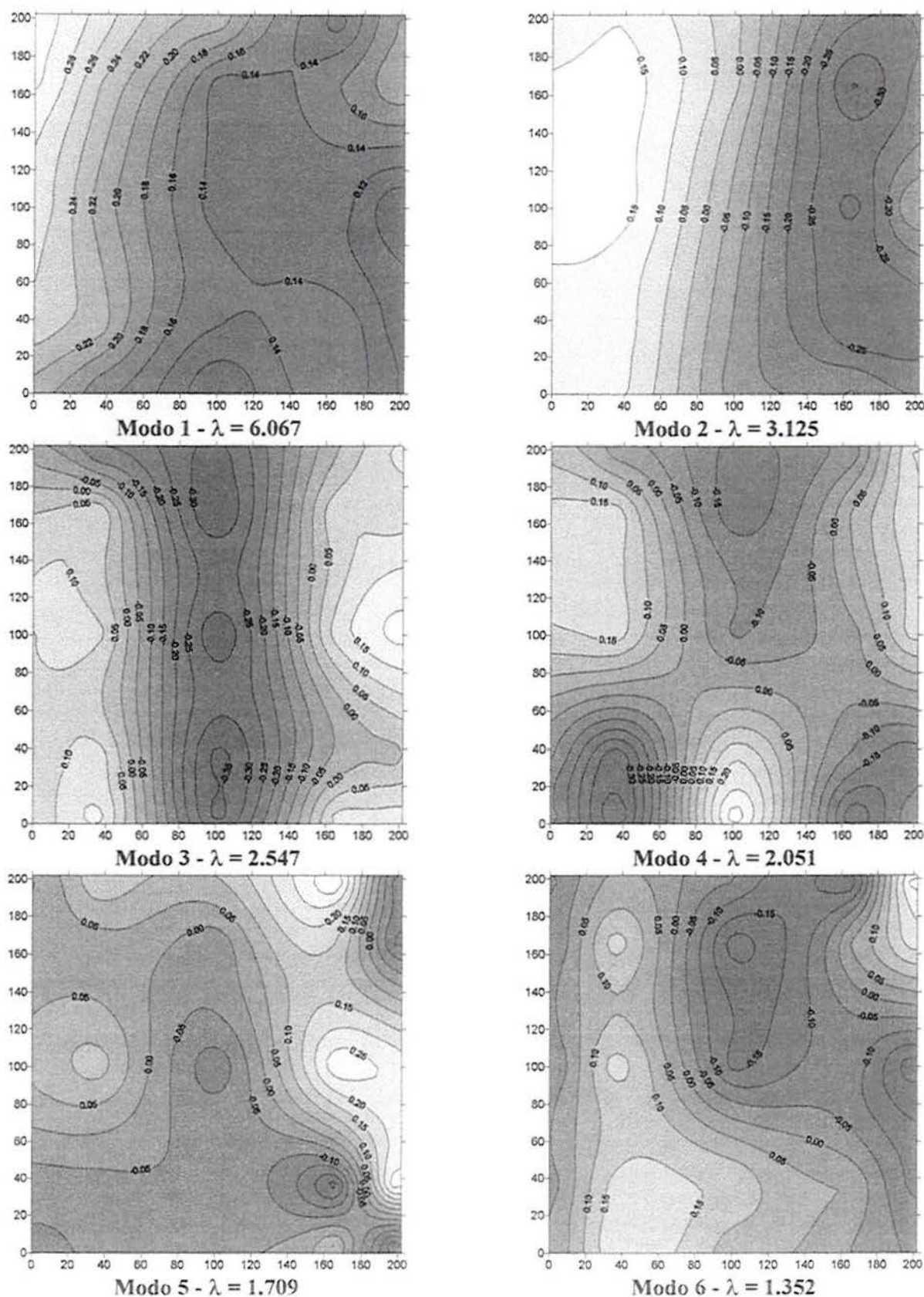


Fig. III.5 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $90^\circ$ ,  $V=7.7\text{m/s}$

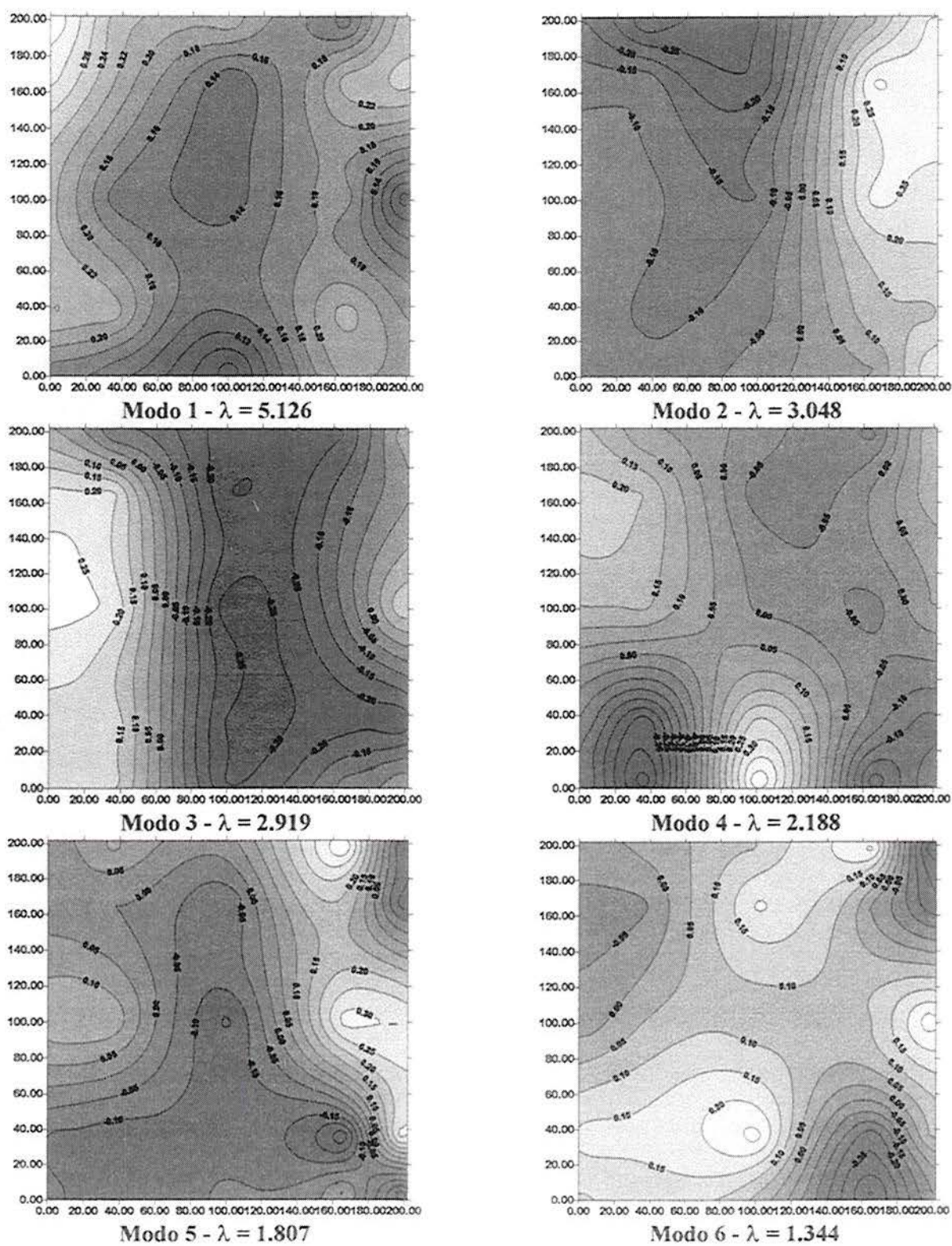


Fig. III.6 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $90^\circ$ ,  $V=10.2\text{m/s}$



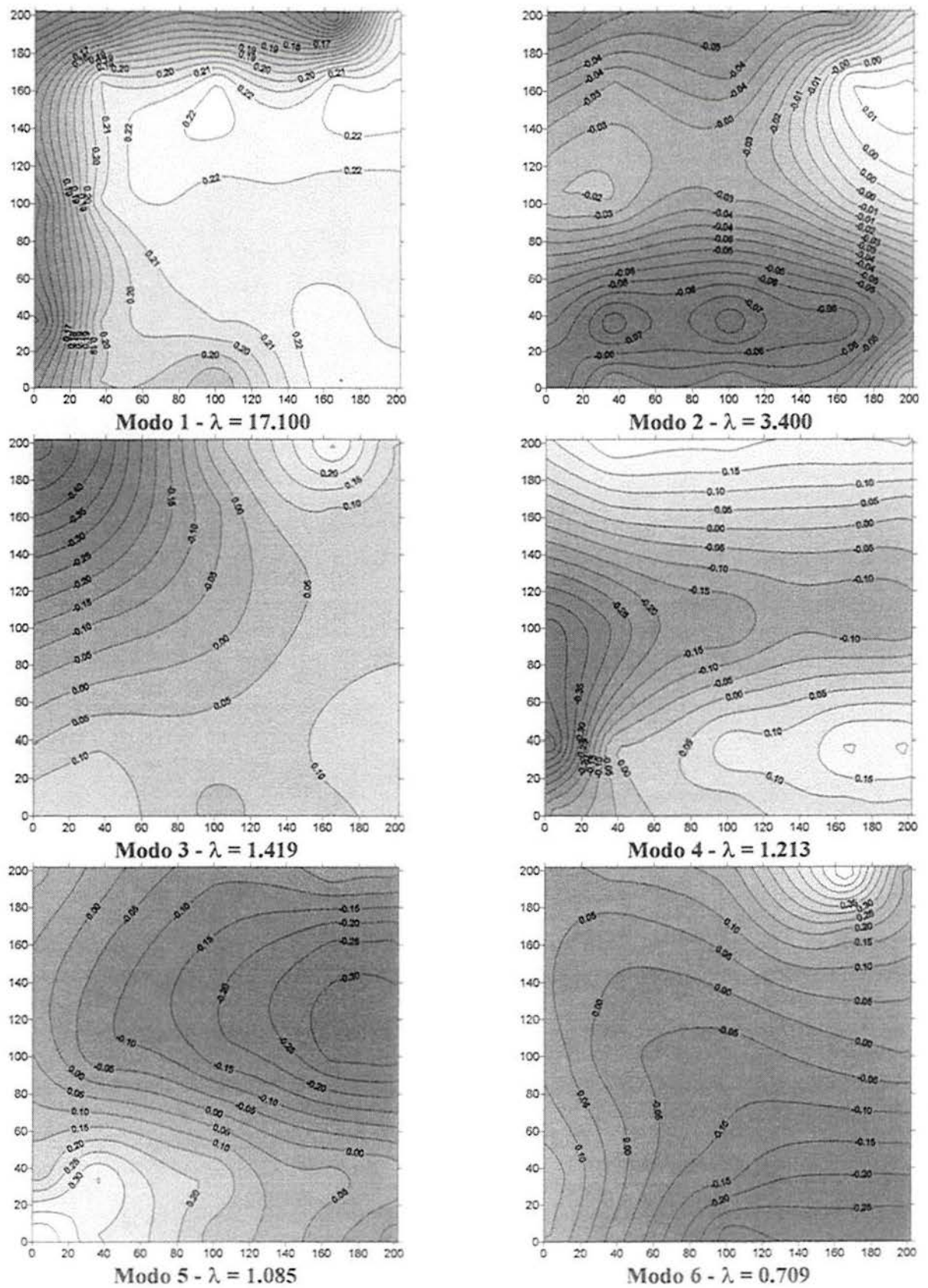


Fig. III.7 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $135^\circ$ ,  $V=5.4\text{m/s}$

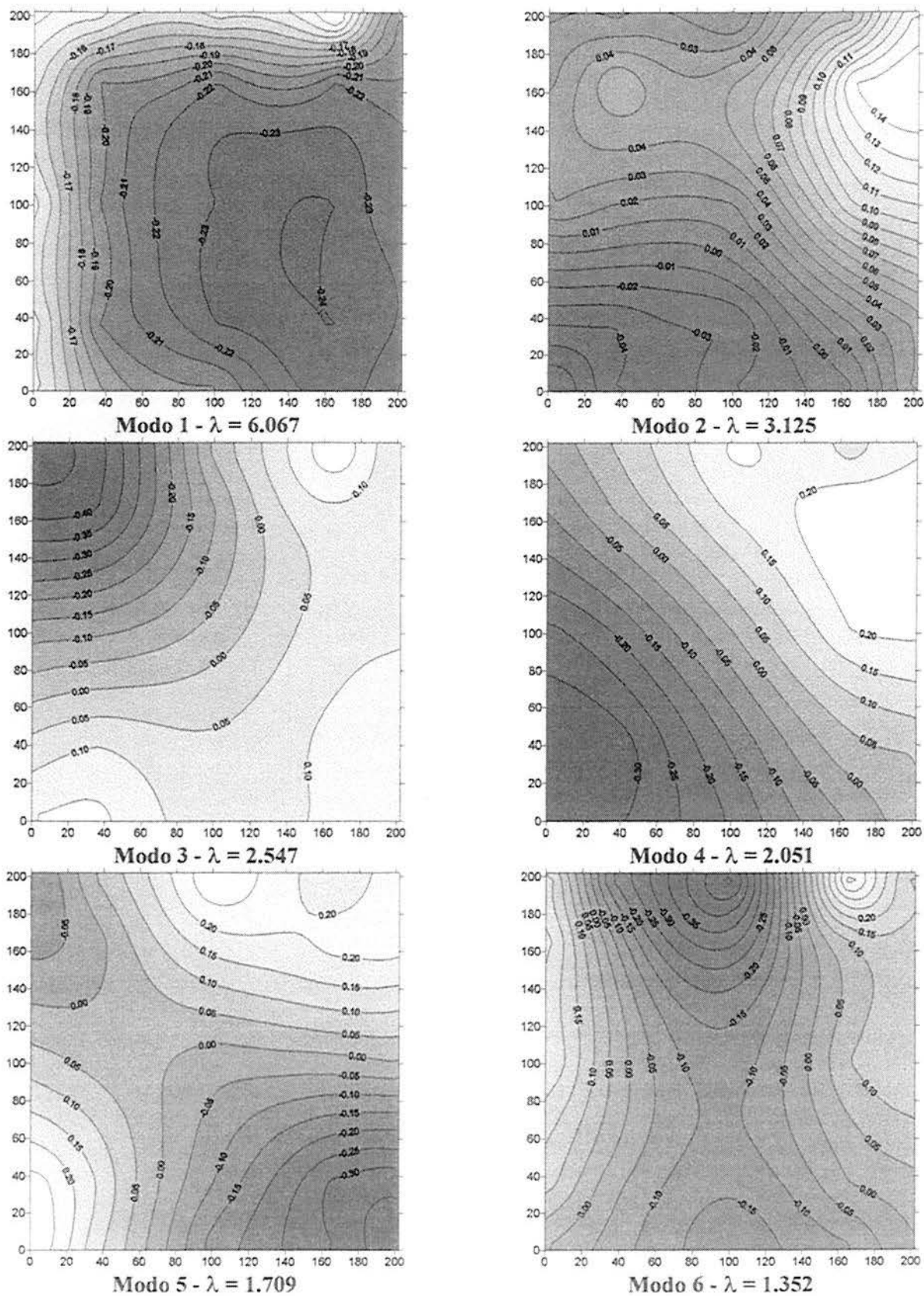


Fig. III.8 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $135^\circ$ ,  $V=7.6\text{m/s}$

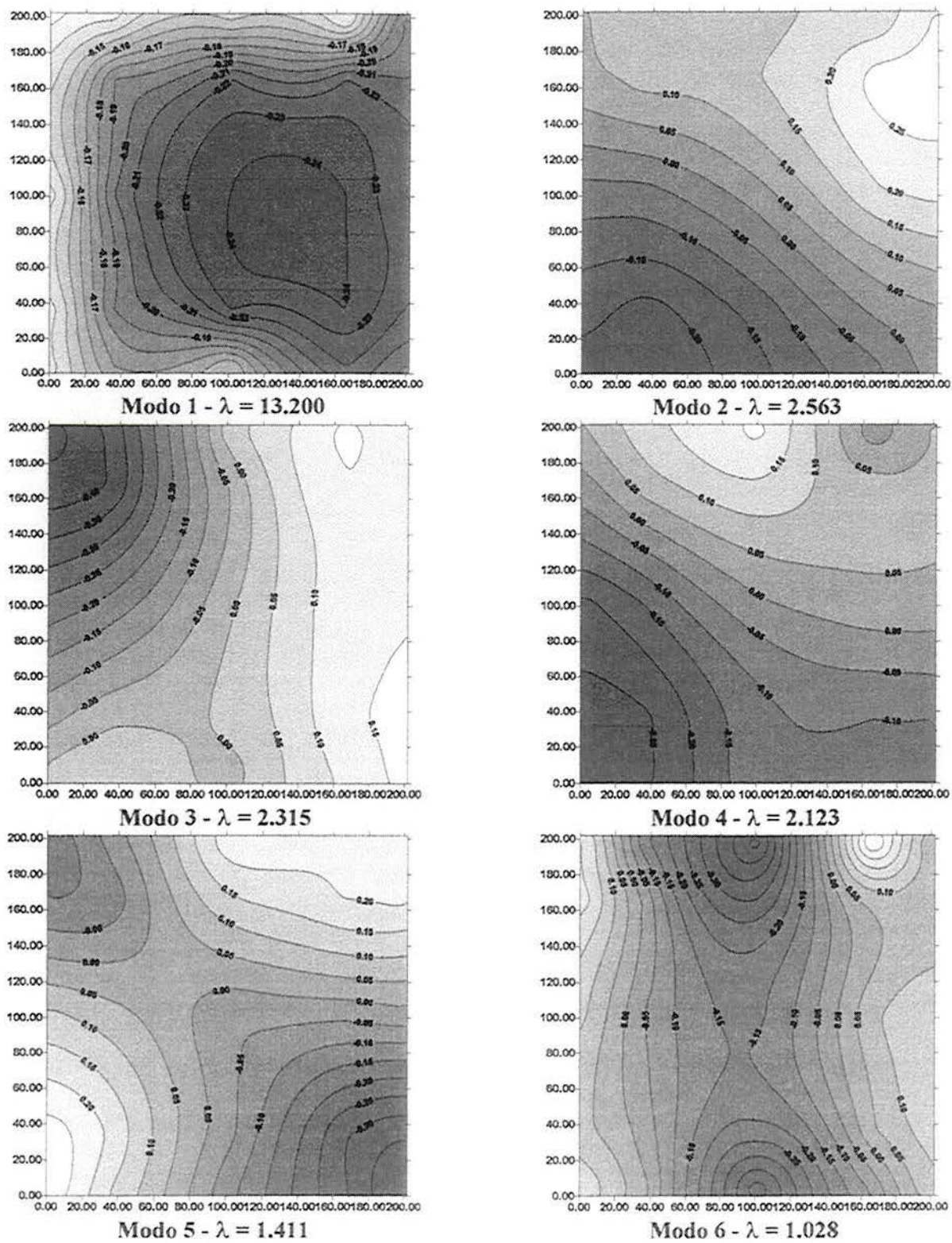


Fig. III.9 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $135^\circ$ ,  $V=10.2\text{m/s}$

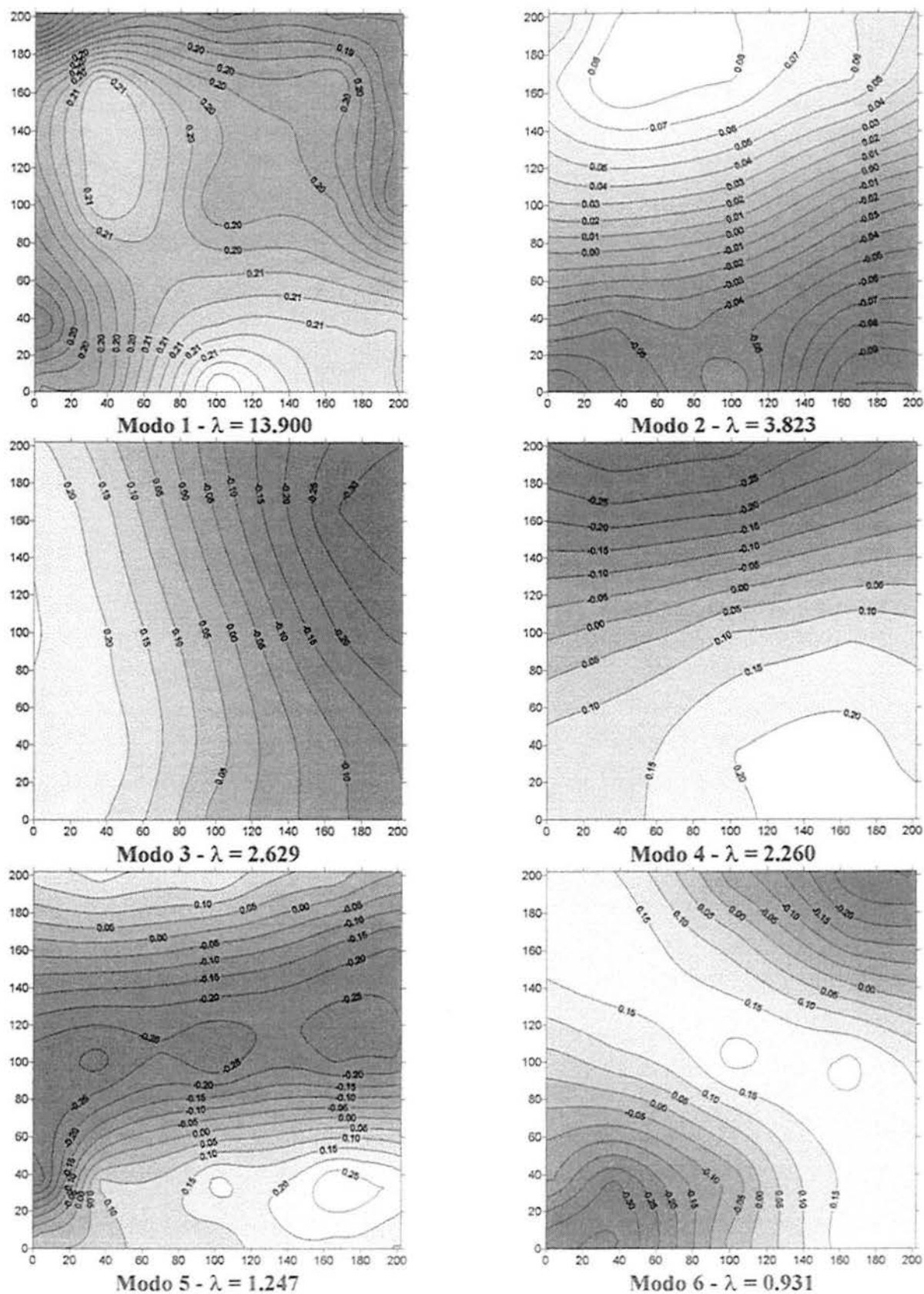


Fig. III.10 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $180^\circ$ ,  $V=5.4\text{m/s}$

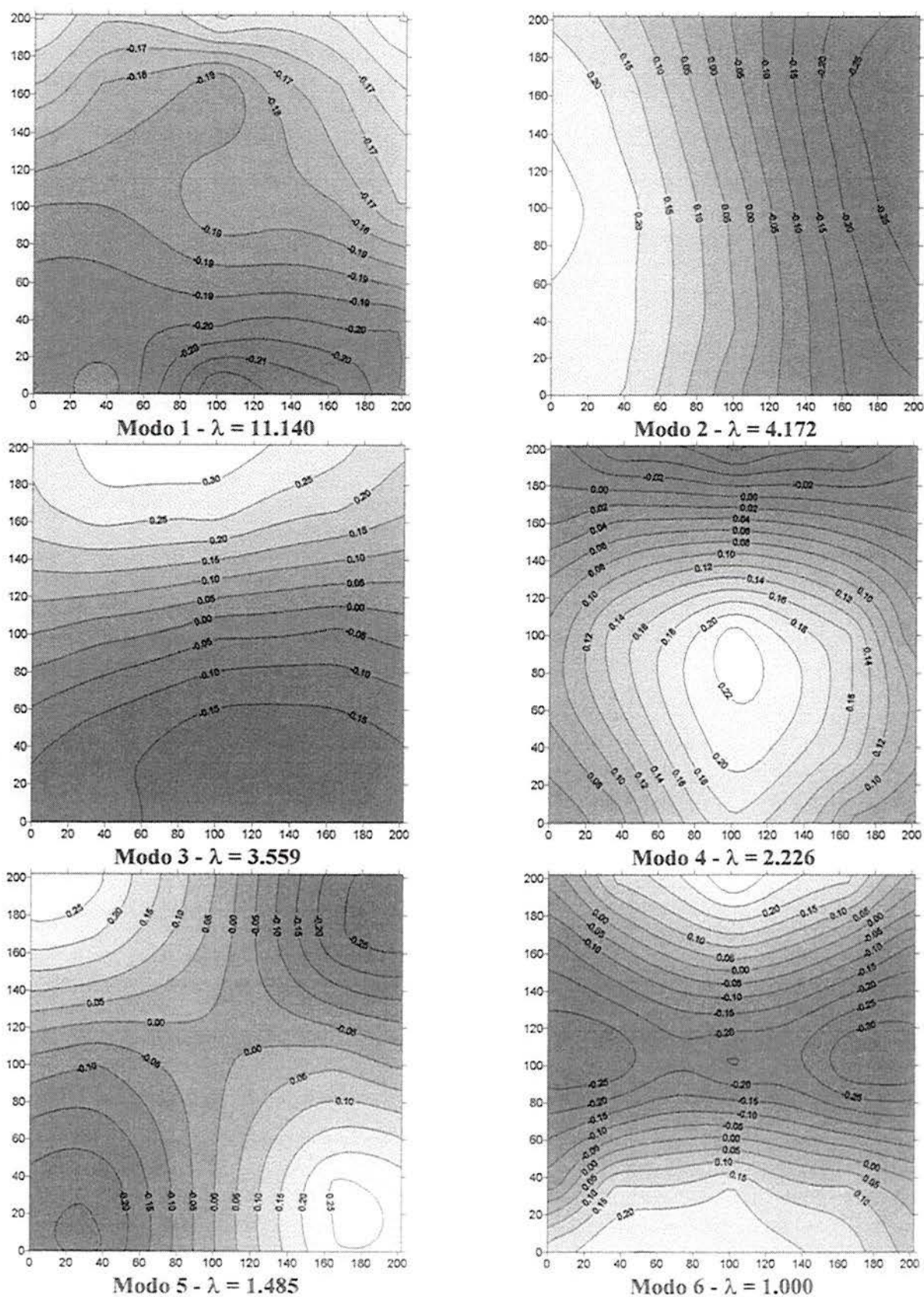


Fig. III.11 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $180^\circ$ ,  $V=7.6\text{m/s}$

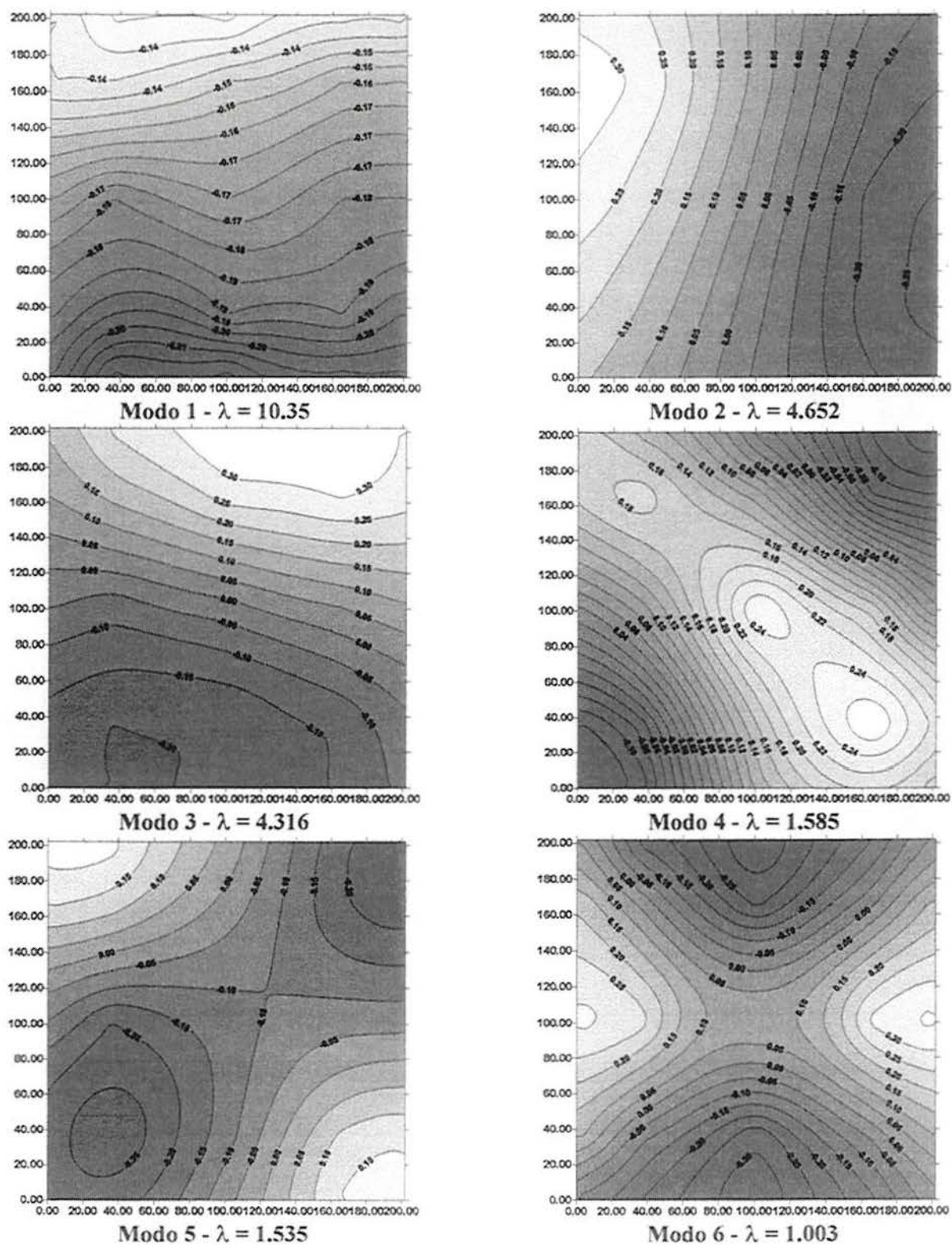


Fig. III.12 - Primeiras seis formas modais para modelo rígido, ângulo de incidência de  $180^\circ$ ,  $V=10.1\text{m/s}$

### III.2 Modelo Semi-Flexível

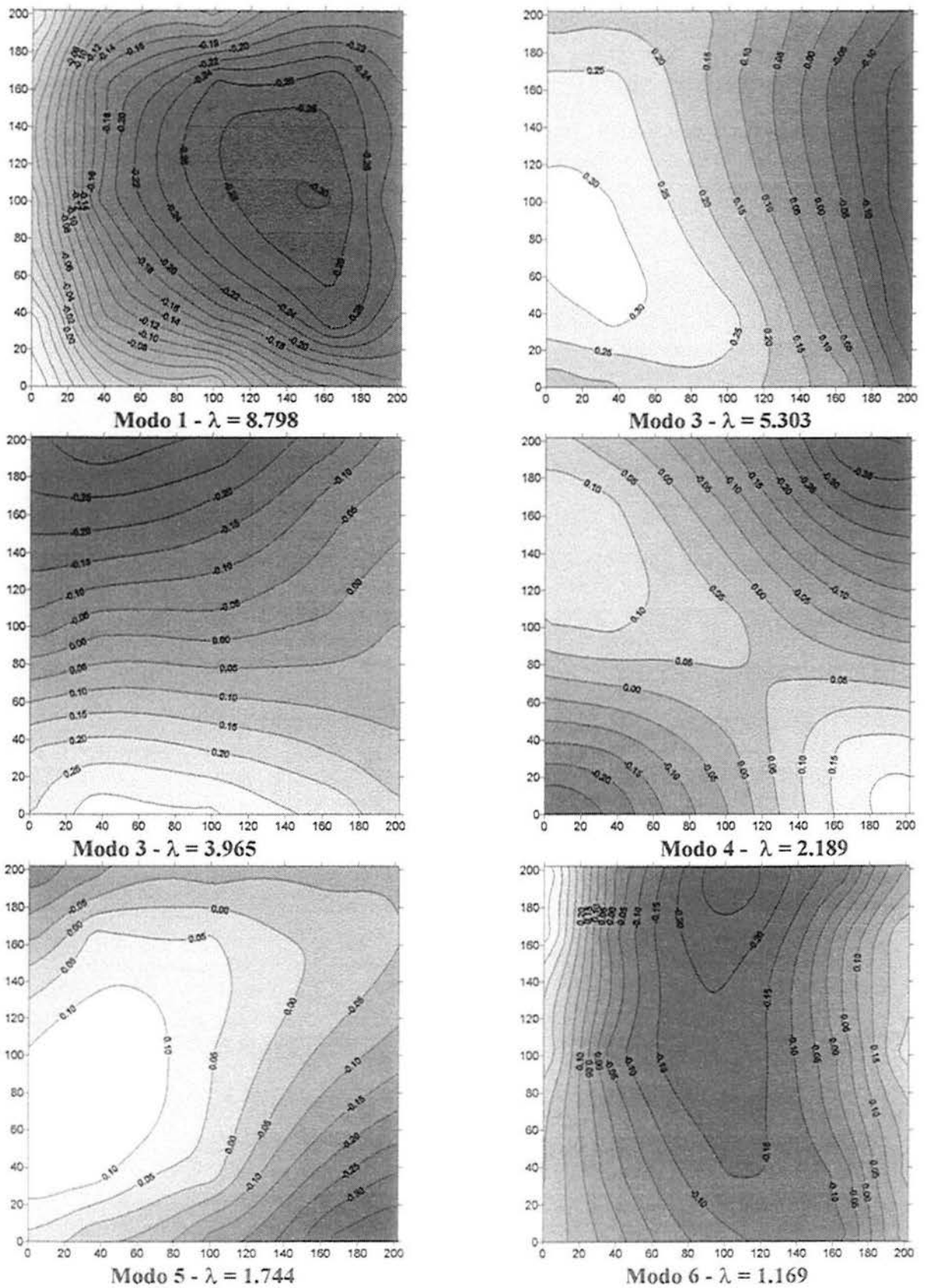


Fig. III.13 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de  $45^\circ$ ,  $V=10.2\text{m/s}$

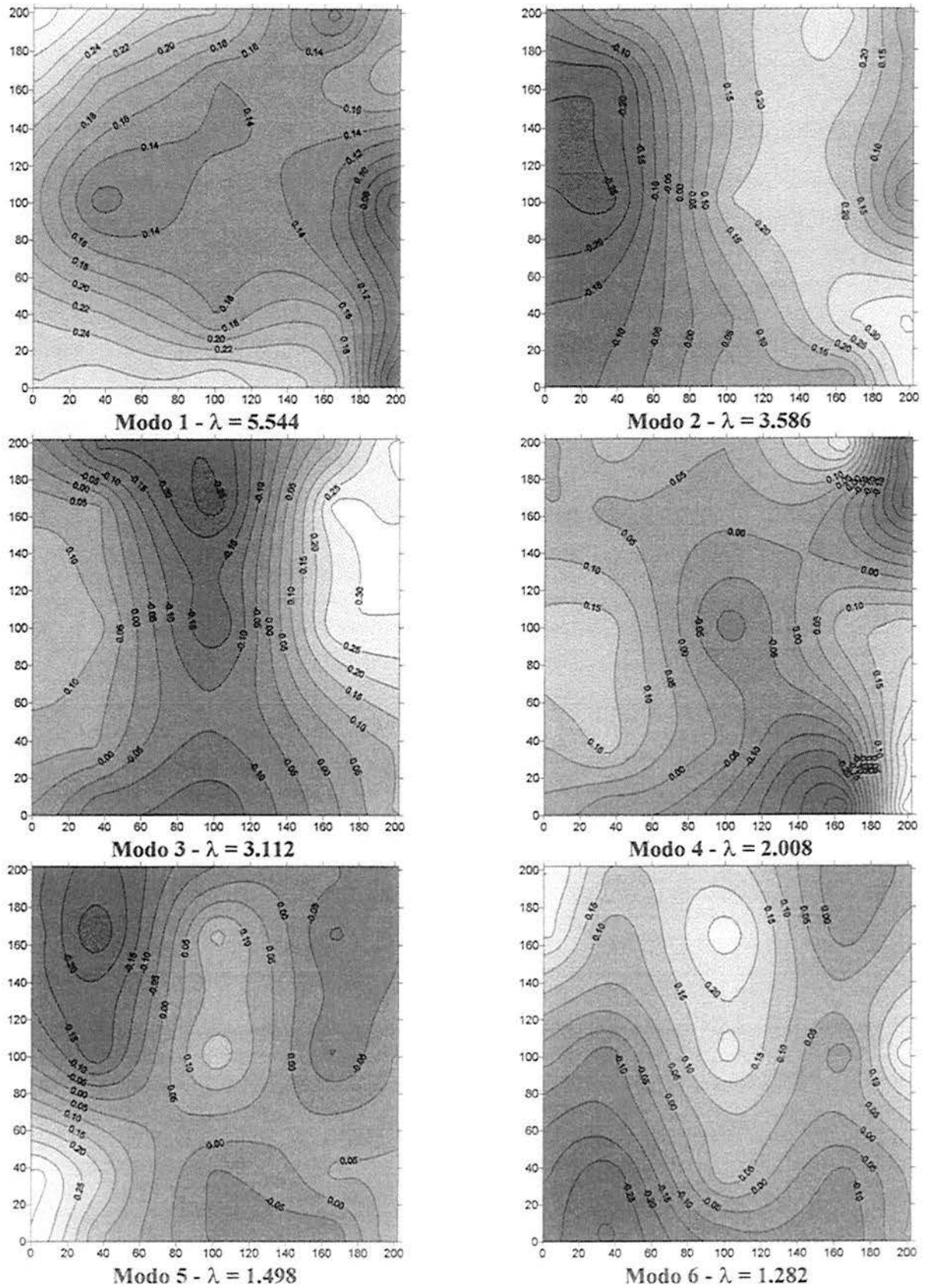


Fig. III.14 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de  $90^\circ$ ,  $V=10.3\text{m/s}$



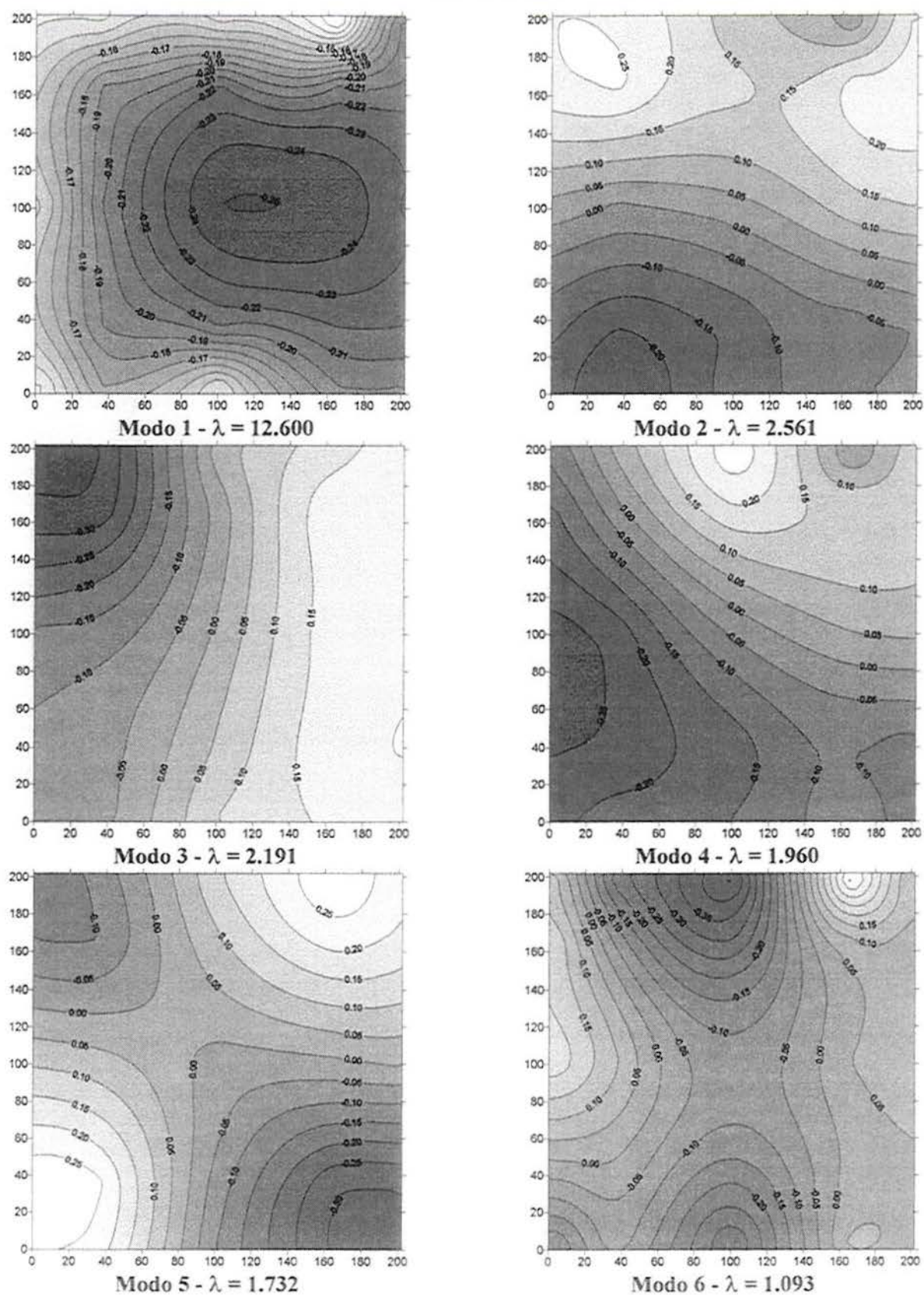


Fig. III.15 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de  $135^\circ$ ,  $V=10.2\text{m/s}$

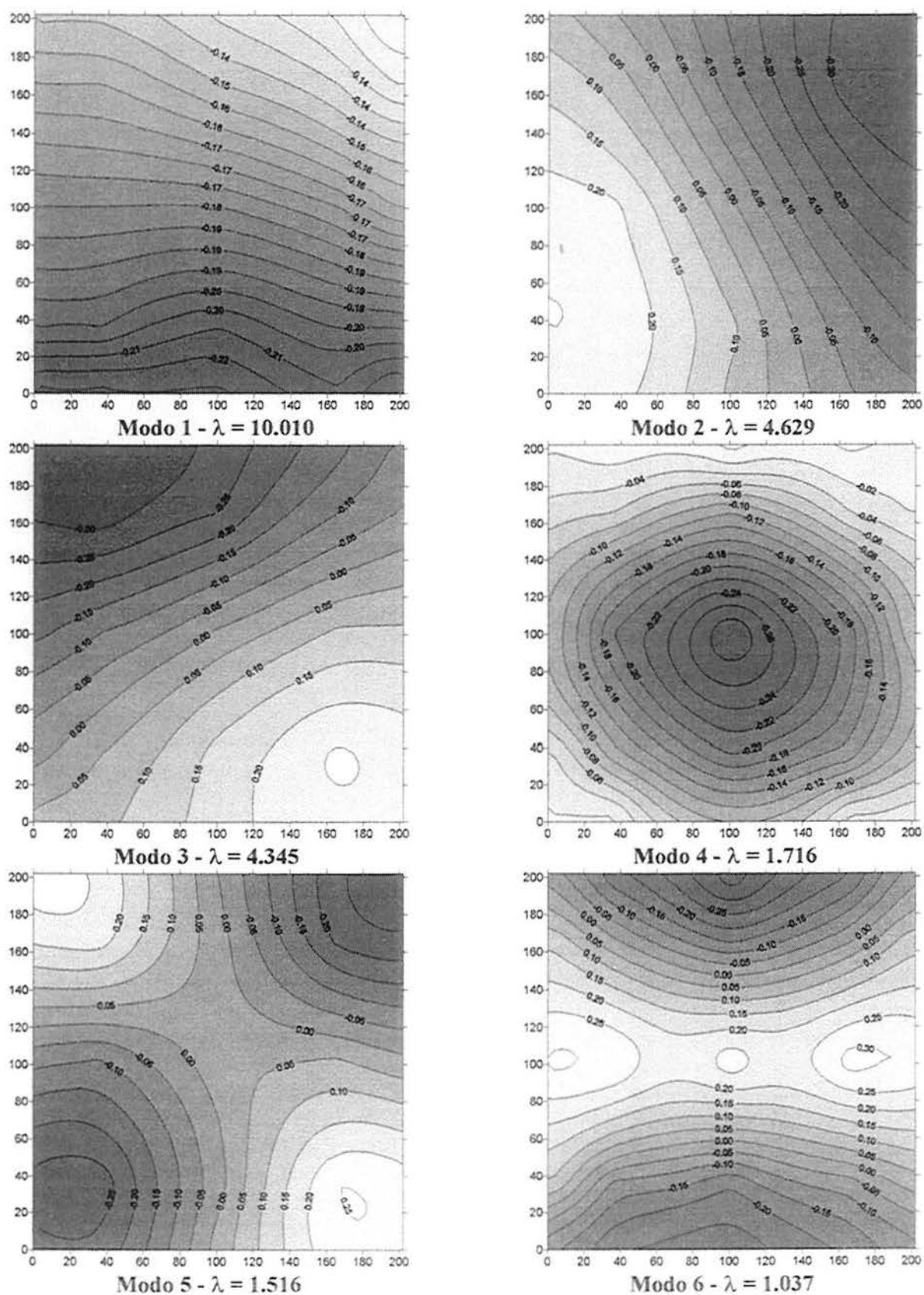


Fig. III.16 - Primeiras seis formas modais para modelo semi-flexível, ângulo de incidência de  $180^\circ$ ,  $V=10.1\text{m/s}$

## III.3 Modelo Flexível

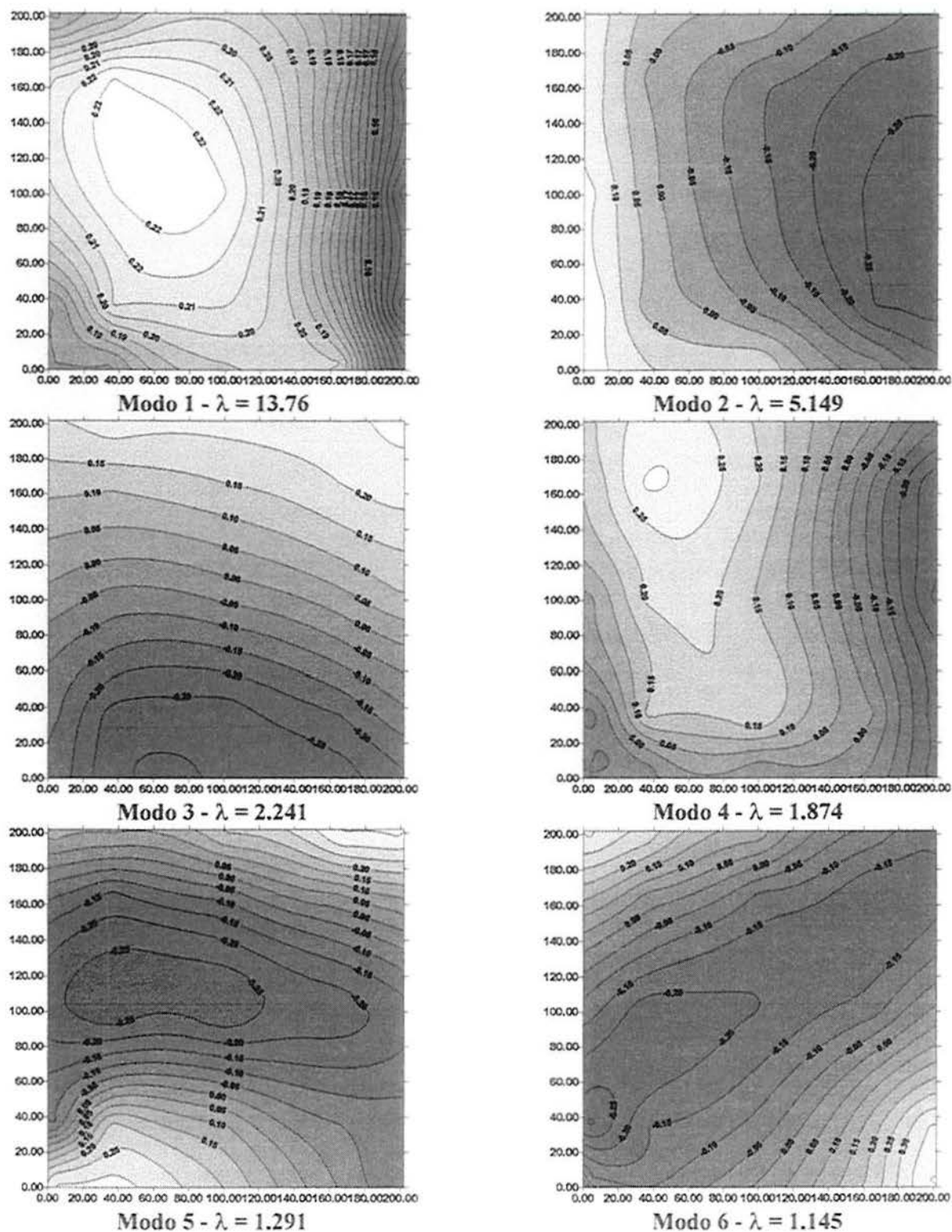


Fig. II.17 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de  $45^\circ$ ,  $V=5.4\text{m/s}$

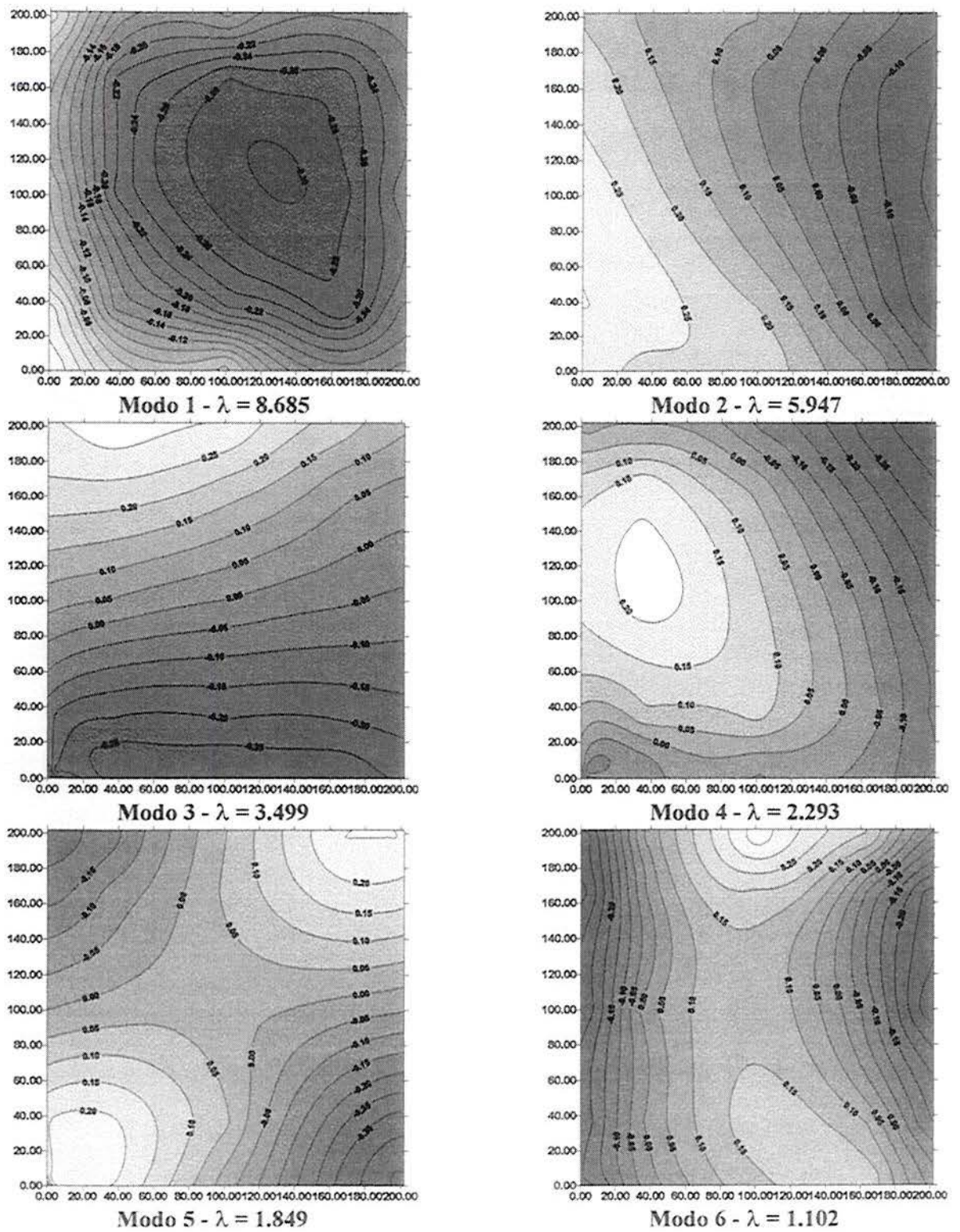


Fig. III.18 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de  $45^\circ$ ,  $V=7.6\text{m/s}$

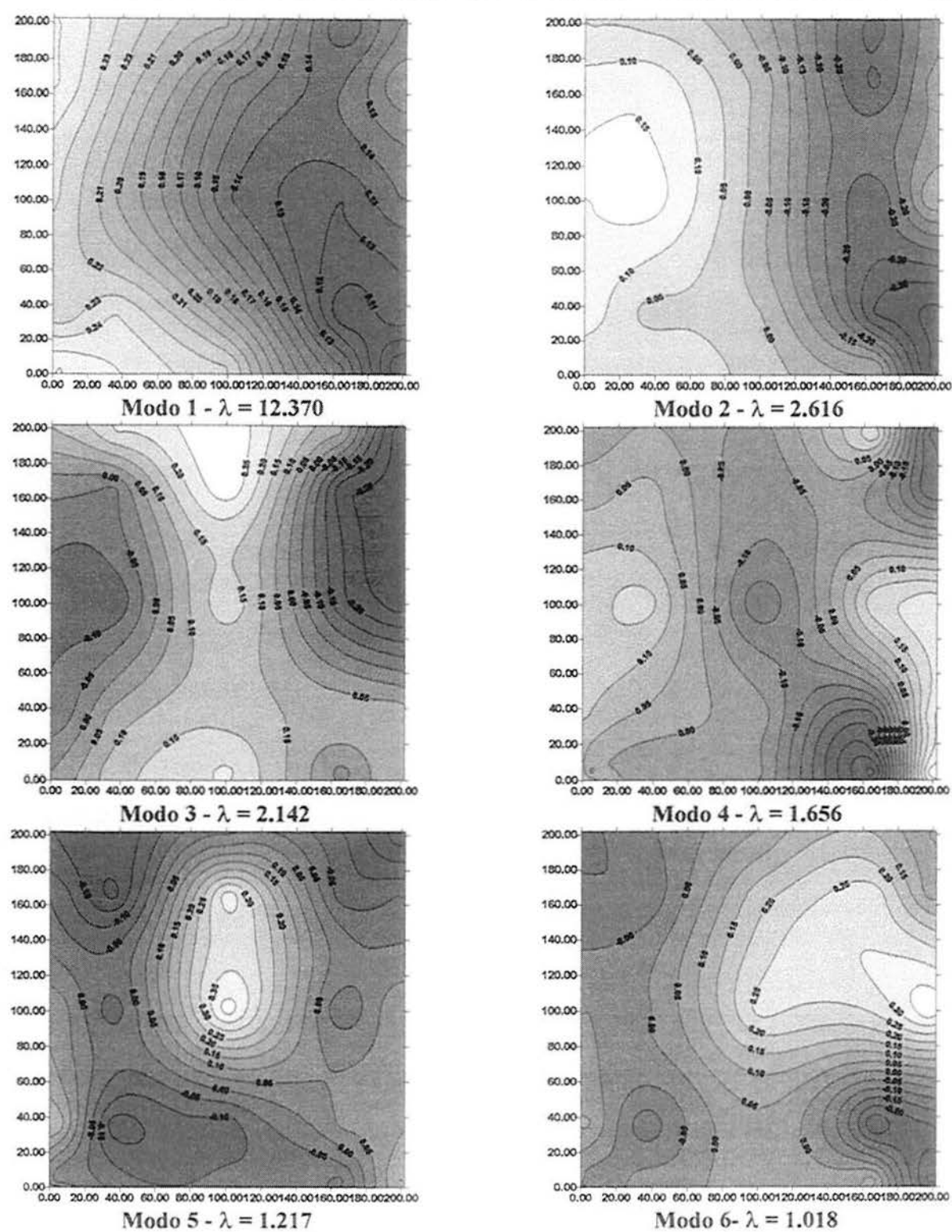


Fig. III.19 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de  $90^\circ$ ,  $V=5.4\text{m/s}$

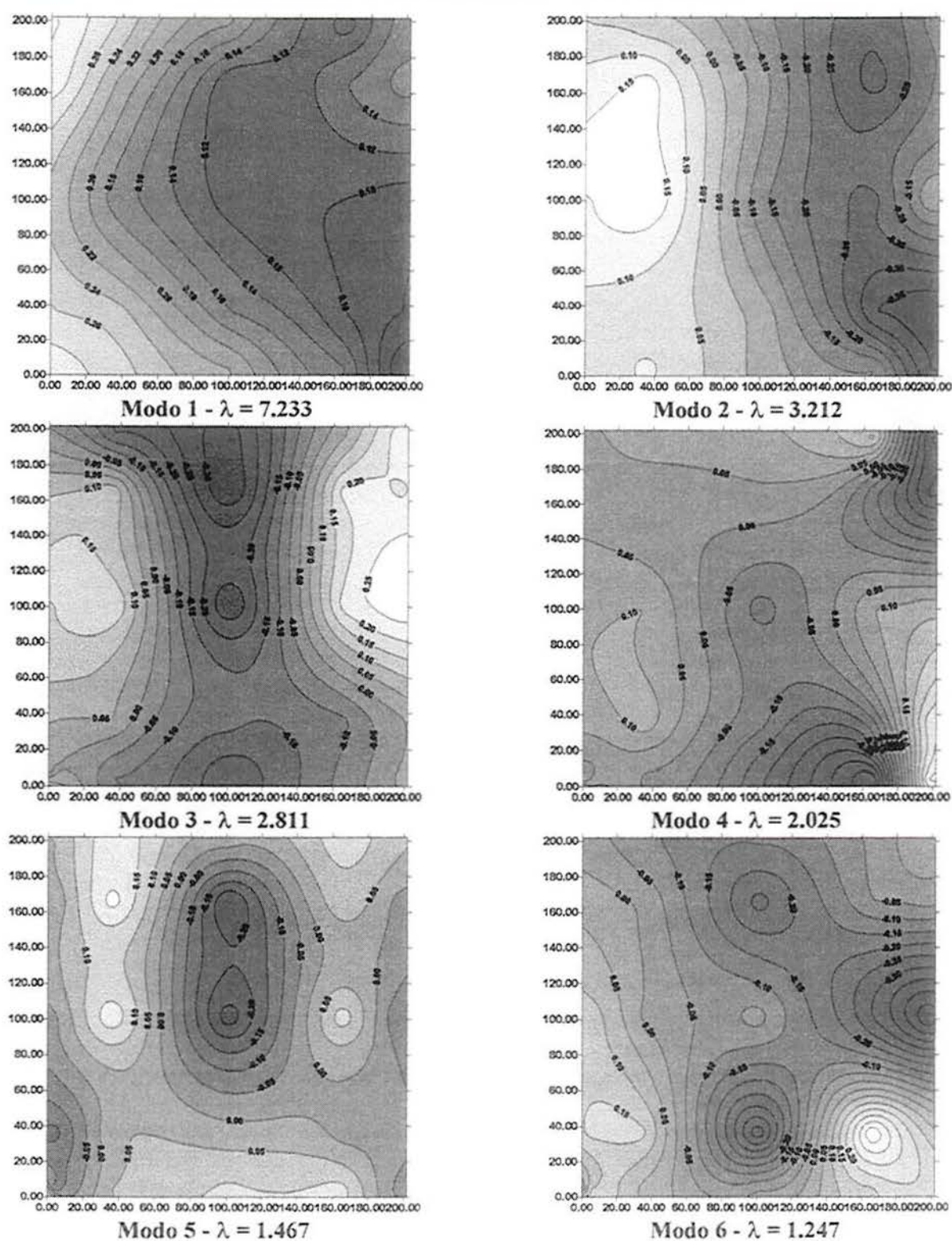


Fig. III.20 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de  $90^\circ$ ,  $V=7.7\text{m/s}$

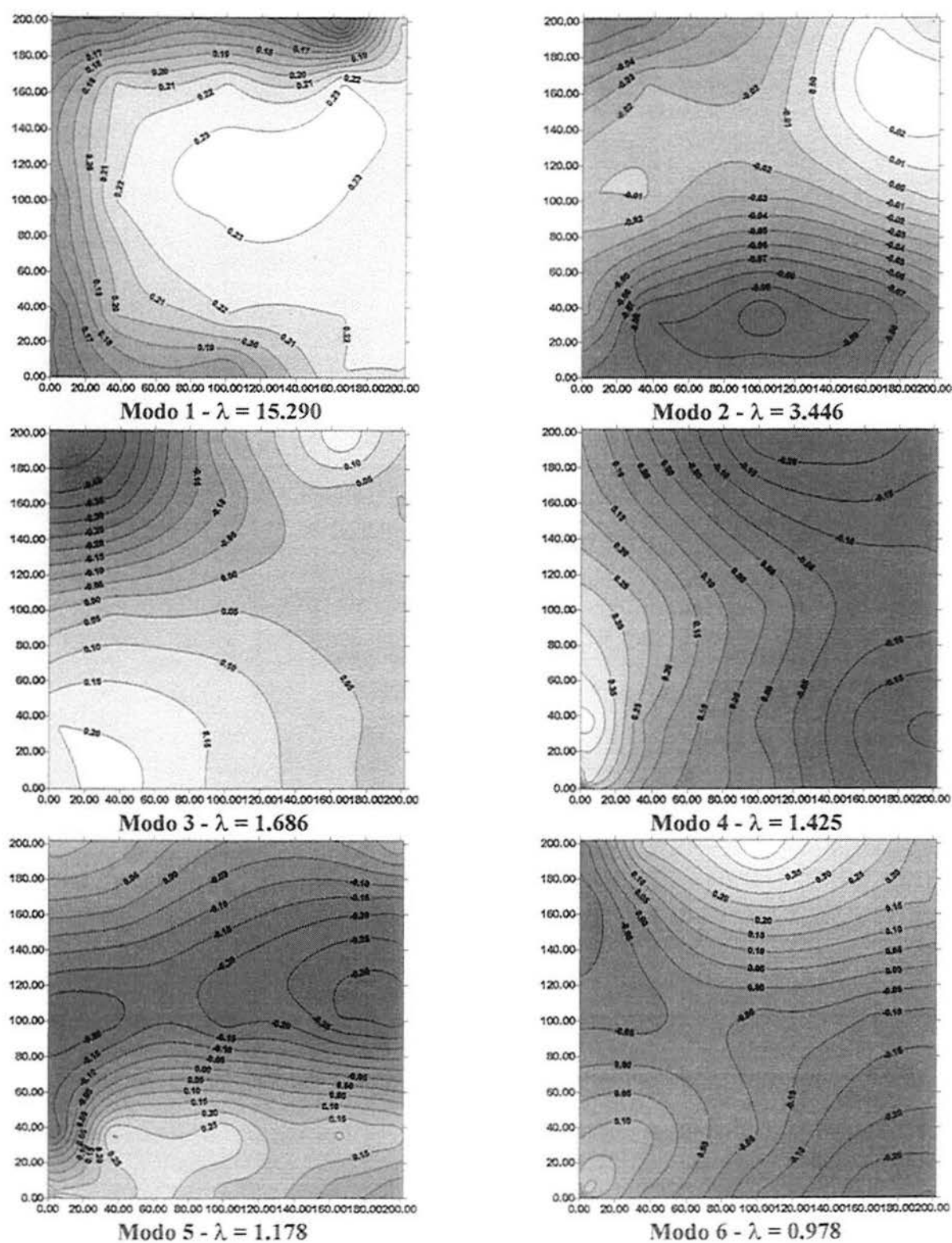


Fig. III.21 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de  $135^\circ$ ,  $V=5.4\text{m/s}$

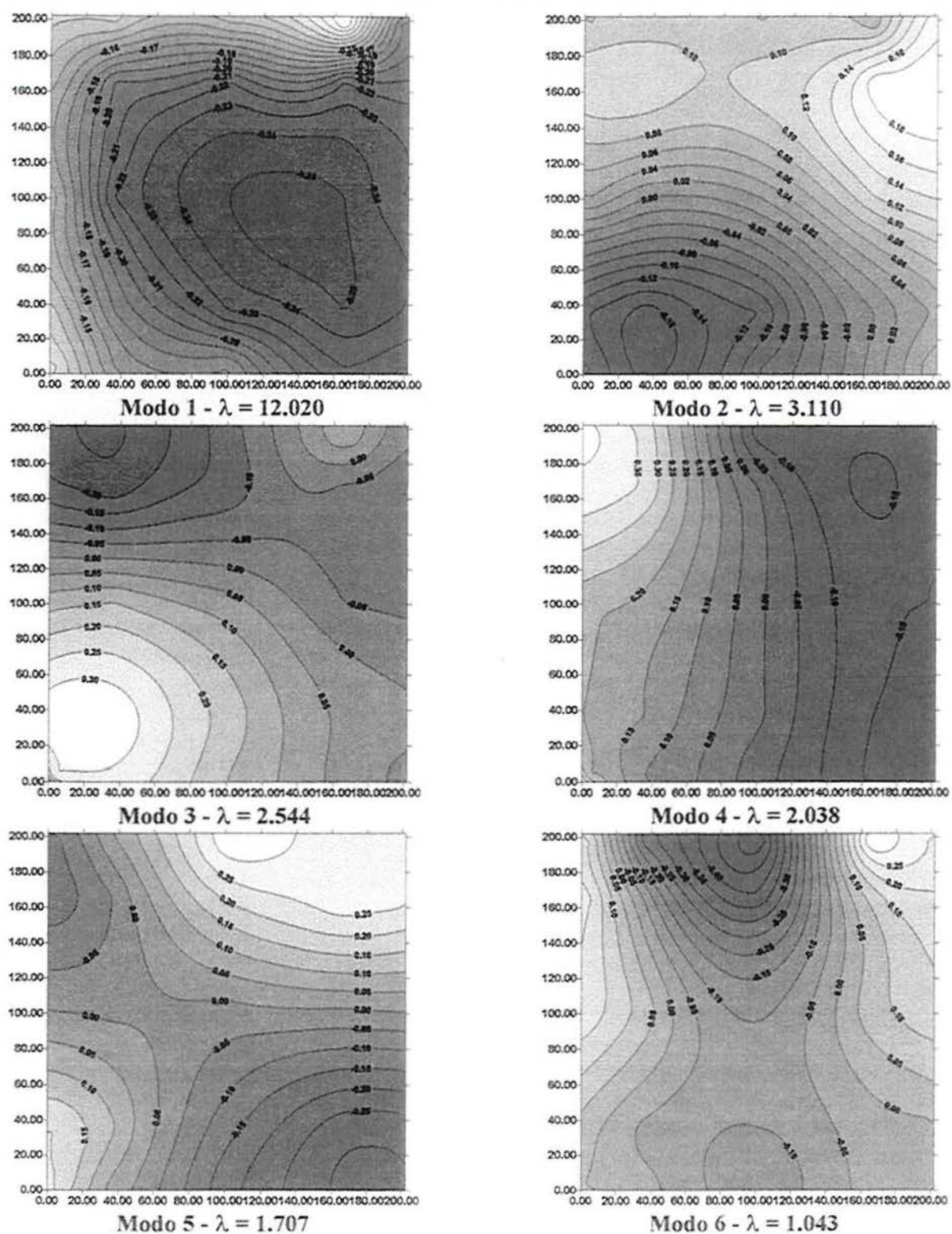


Fig. III.22 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de  $135^\circ$ ,  $V=7.7\text{m/s}$



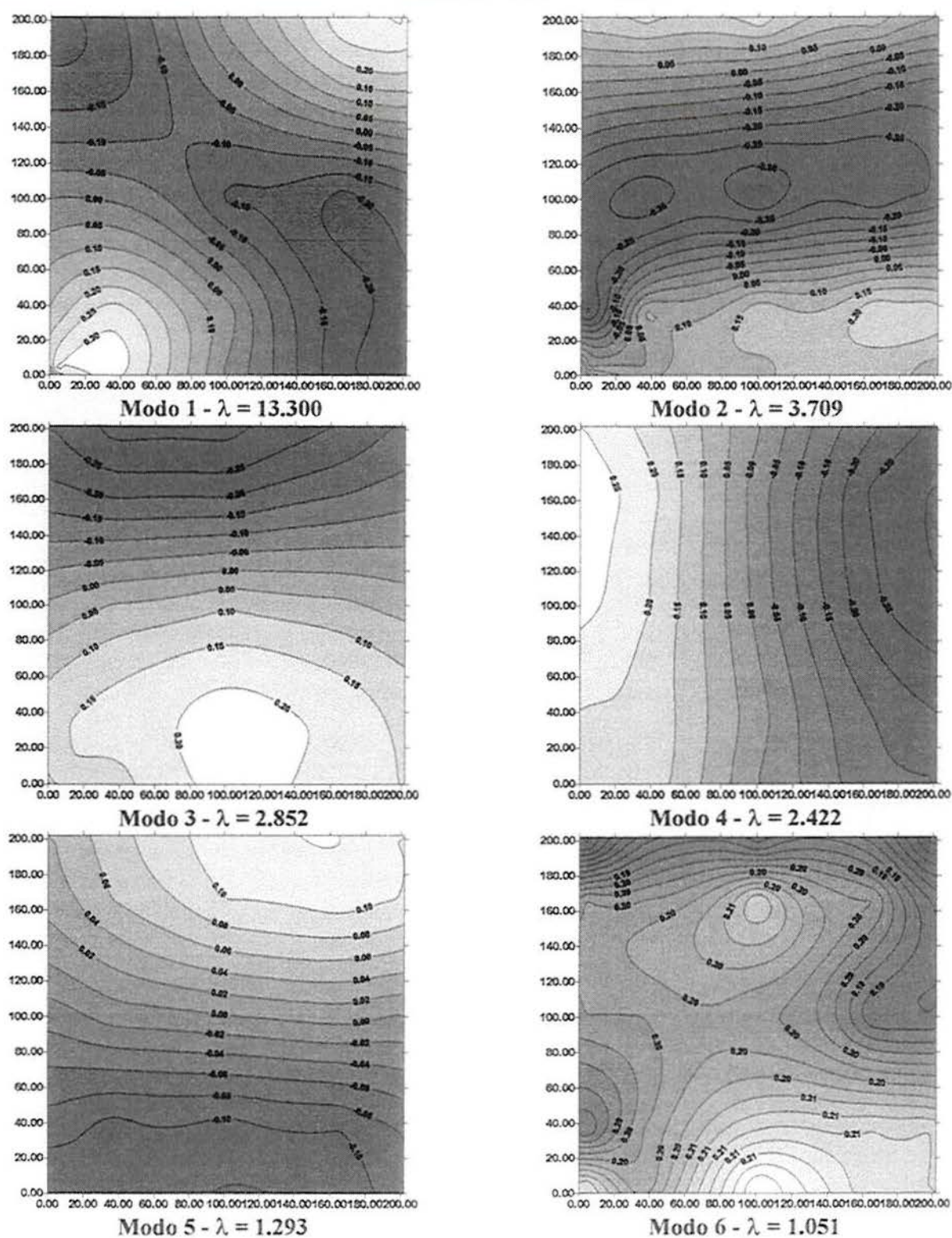
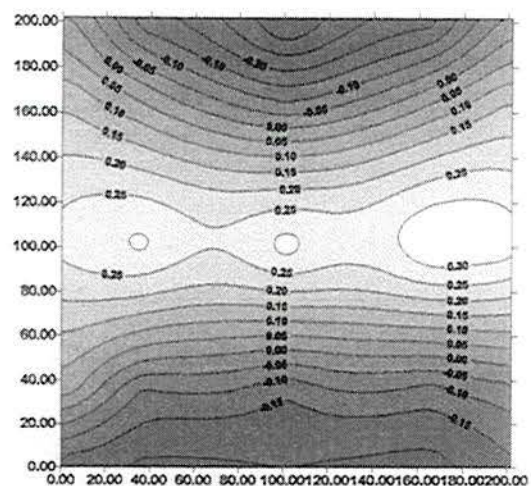
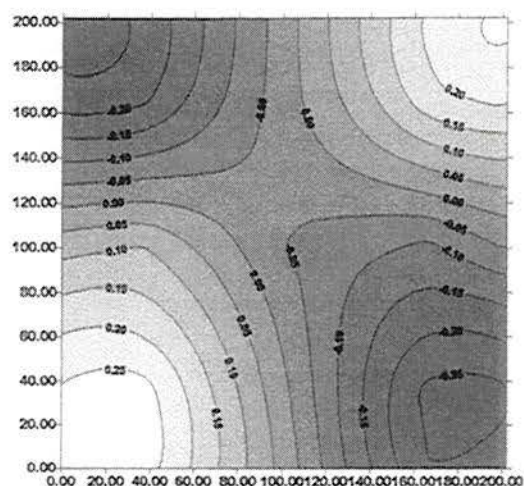


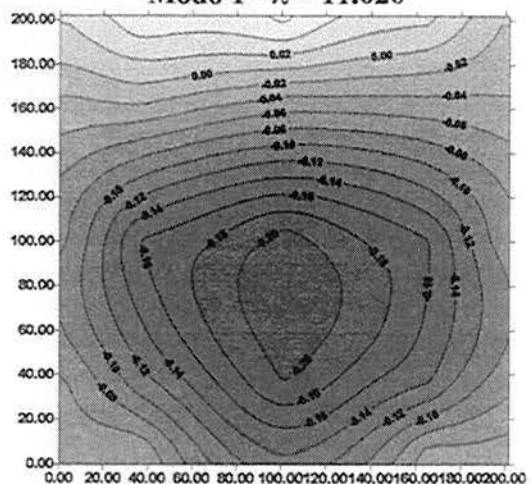
Fig. III.23 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de  $180^\circ$ ,  $V=5.3\text{m/s}$



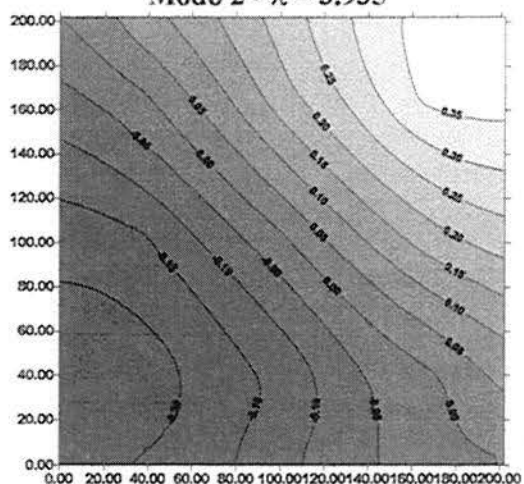
Modo 1 -  $\lambda = 11.020$



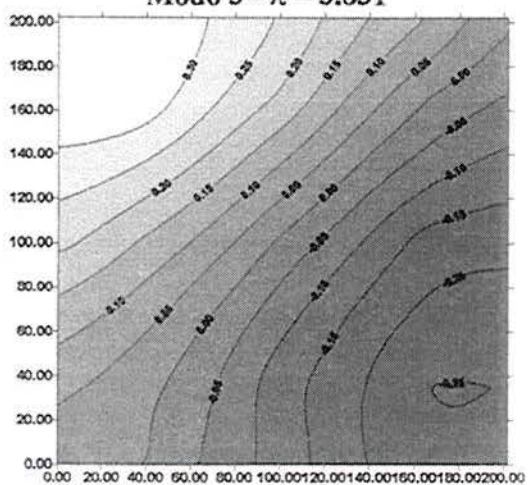
Modo 2 -  $\lambda = 3.935$



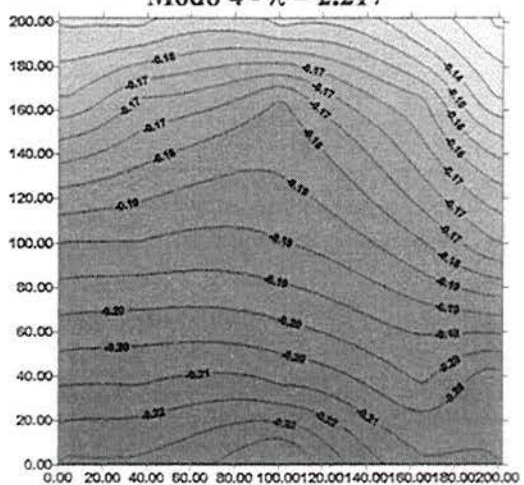
Modo 3 -  $\lambda = 3.831$



Modo 4 -  $\lambda = 2.217$



Modo 5 -  $\lambda = 1.395$



Modo 6 -  $\lambda = 1.086$

Fig. III.24 - Primeiras seis formas modais para modelo flexível, ângulo de incidência de  $180^\circ$ ,  $V=7.6\text{m/s}$