



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

INVESTIGAÇÃO NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DO
ESCOAMENTO DE ÁGUA EM FEIXE DE VARETAS
REPRESENTATIVO DE ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS
NUCLEARES DE REATORES DO TIPO *PWR*

André Augusto Campagnole dos Santos

Belo Horizonte, Novembro de 2012

**INVESTIGAÇÃO NUMÉRICA E EXPERIMENTAL DO
ESCOAMENTO DE ÁGUA EM FEIXE DE VARETAS
REPRESENTATIVO DE ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS
NUCLEARES DE REATORES DO TIPO *PWR***

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Calor e Fluidos.

Orientador: Moysés Alberto Navarro
(Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear)
(Universidade Federal de Minas Gerais)

Co-orientador: Ramon Molina Valle
(Universidade Federal de Minas Gerais)

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG 2012

Á minha bobinha linda.

AGRADECIMENTOS

A família, em especial aos meus pais Robson e Maria José.

Aos amigos, grandes companheiros de incontáveis batalhas.

Ao meu orientador, amigo e inspiração, Dr. Moysés Alberto Navarro.

Ao meu co-orientador e amigo, Dr. Ramón Molina Valle.

A FINEP pelo financiamento do projeto.

Ao CNPq e FAPEMIG pelas bolsas.

A INB pelo apoio ao projeto.

Aos alunos de iniciação científica pelo apoio e auxílio durante o trabalho.

Aos colegas do SETRE do CDTN que tornaram possível este trabalho.

Aos colegas do DEMEC da UFMG.

A minha esposa, minha alma gêmea, Cristina.

A todos que me auxiliaram de alguma maneira e que, por um lapso de memória, tenha me esquecido de agradecer.

MUITO OBRIGADO!!

“There's always free cheese in a mousetrap.”

“What do you think?”

“I think a plan is just a list of things that don't happen.”

Falas entre os personagens Parker e Longbaugh no filme "The way of the gun" (2000) enquanto observam uma pilha de dinheiro no centro de uma praça cercada por criminosos.

"Why? Why do you do it? Why get up? Why keep fighting? Do you believe you're fighting for something? For more than your survival? Can you tell me what it is? Do you even know? Is it freedom? Or truth? Perhaps peace? Could it be for love? Illusions. Vagaries of perception. The temporary constructs of a feeble human intellect trying desperately to justify an existence that is without meaning or purpose. You must be able to see it. You must know it by now. You can't win. It's pointless to keep fighting. Why? Why? Why do you persist?"

"Because I choose to."

Baseado nas falas dos personagens Smith e Neo do filme "The Matrix Revolutions" (2003).

Sumário

Lista de figuras	iii
Lista de tabelas	vii
Lista de símbolos	viii
Resumo	xv
Abstract	xvi
1. Introdução.....	1
1.1. MOTIVAÇÃO DO ESTUDO	3
1.2. OBJETIVOS.....	5
2. Revisão bibliográfica.....	7
2.1. A DINÂMICA DOS FLUIDOS COMPUTACIONAL (<i>CFD</i>).....	16
2.1.1. Tratamento da turbulência.....	18
2.1.2. Tratamento próximo a superfícies.....	24
2.1.3. Condições de contorno.....	26
2.1.4. O método dos volumes finitos.....	28
2.2. VERIFICAÇÃO E VALIDAÇÃO DE SIMULAÇÕES <i>CFD</i>	33
2.3. O ESTADO DA ARTE.....	36
3. Metodologia.....	53
3.1. METODOLOGIA EXPERIMENTAL	53
3.1.1. Seção de testes.....	55
3.1.2. Condições experimentais.....	59
3.1.3. Sistemas de medição.....	60
3.1.3.1. Determinação da vazão.....	64
3.1.3.2. Medidas de diferença de pressão ao longo da seção de testes.....	66
3.1.3.3. Medidas dos perfis de velocidades.....	69
3.1.4. Procedimento experimental.....	84
3.2. METODOLOGIA NUMÉRICA.....	87
3.2.1. Verificação e validação do modelo numérico com base em dados da literatura..	88
3.2.1.1. Geometria e condições de contorno	89
3.2.1.2. Parâmetros de malha	92
3.2.1.3. Parâmetros numéricos	94
3.2.1.4. Procedimento para Verificação da solução numérica	96

3.2.1.5. Procedimento para Validação da solução numérica.....	100
3.2.2. <i>Avaliação do procedimento numérico aplicado à grade experimentalmente testada</i>	
.....	104
3.2.2.1. Geometria e condições de contorno	105
3.2.2.2. Parâmetros de malha	106
3.2.2.3. Parâmetros numéricos	107
3.2.2.4. Procedimento para Verificação e Validação da solução numérica	108
4. Resultados	112
4.1. VERIFICAÇÃO E VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO COM BASE EM DADOS DA	
LITERATURA	112
4.1.1. <i>Diferença de pressão DP</i>	113
4.1.2. <i>Intensidade turbulenta média (I)</i>	121
4.1.3. <i>Movimento secundário médio (SF)</i>	126
4.1.4. <i>Perfis de velocidade axial e lateral</i>	130
4.1.5. <i>Síntese dos resultados da V&V da grade espaçadora de Karoutas et al. (1995)</i>	138
4.2. AVALIAÇÃO DO PROCEDIMENTO NUMÉRICO APLICADO À GRADE EXPERIMENTALMENTE	
TESTADA	139
4.2.1. <i>Diferença de pressão DP</i>	140
4.2.2. <i>Intensidade turbulenta axial média (I)</i>	144
4.2.3. <i>Movimento secundário médio (SF)</i>	146
4.2.4. <i>Perfis de velocidade axial e lateral</i>	150
4.2.5. <i>Síntese dos resultados da V&V da grade espaçadora experimental</i>	159
5. Conclusões.....	161
6. Referências bibliográficas.....	166
Anexo A – Modelo para cálculo da perda de carga em grades espaçadoras com e sem	
dispositivo misturador	178

Lista de figuras

Figura 2.1 – Esquema de um reator nuclear <i>PWR</i> (Adaptado de: Kraftwerk Union, 1976).	8
Figura 2.2 – O elemento combustível nuclear (Adaptado de: World Nuclear Association, 2011).....	9
Figura 2.3 – A grade espaçadora (Adaptado de: Parece, 2006).	10
Figura 2.4 – O elemento combustível nuclear e suas principais dimensões (Adaptado de: NEI, 2004).....	11
Figura 2.5 – A tarefa do método numérico. Do lado esquerdo o domínio contínuo, do lado direito o domínio discreto, ou seja, a malha (Fonte: Maliska, 1995).	16
Figura 2.6 – Camada limite próximo a uma superfície sólida (Fonte: ANSYS CFX 14.0, 2011).....	24
Figura 2.7 – O volume finito (Fonte: ANSYS CFX 14.0, 2011).	29
Figura 2.8 – Elemento de malha isolado (Fonte: ANSYS CFX 14.0, 2011).	30
Figura 3.1 – Circuito Água-Ar (CAA) usado nos testes fluidodinâmicos com água.....	54
Figura 3.2 - Seção de testes.....	56
Figura 3.3 – Bancada para montagem do feixe de varetas com quatro fixadores de grade espaçadora.	57
Figura 3.4 – Placa de fixação superior e pinos cônicos de fixação.....	57
Figura 3.5 – Placa de fixação de varetas e homogeneização do escoamento.....	58
Figura 3.6 – Montagem do feixe de varetas com grade espaçadora concluída na bancada.....	58
Figura 3.7 – Seção de testes montada.	59
Figura 3.8 – Sistema de aquisição de dados.....	61
Figura 3.9 – Posição das tomadas de pressão na região de medição (unidades em mm).....	67
Figura 3.10 – Ligação dos transmissores de pressão nas posições de medida.	69
Figura 3.11 – Esquema geral de um LDV.....	70
Figura 3.12 – O volume de medida do <i>LDV</i>	71
Figura 3.13 – Esquema da medição <i>LDV</i>	72
Figura 3.14 – Sistema <i>LDV</i> do CDTN.	73
Figura 3.15 – Posições de medida com o <i>LDV</i> (unidades em [mm]).....	74
Figura 3.16 – Refração do feixe laser do <i>LDV</i>	75
Figura 3.17 – Encontrando o centro do subcanal através de interferência do feixe laser.	78

Figura 3.18 – Exemplo de possíveis desalinhamentos entre os componentes em um plano. ..	78
Figura 3.19 – Efeito do desalinhamento da sonda no eixo x	79
Figura 3.20 – Incerteza na medida da velocidade devido ao desalinhamento considerando uma velocidade axial de referência igual a 3,96 m/s.....	81
Figura 3.21 – Grade espaçadora de Karoutas et al. (1995) (unidades em milímetros).	89
Figura 3.22 – Efeito no campo de velocidade das aletas periféricas nos testes em grades espaçadoras. Campos mostrados a 460 mm do topo da grade. (Fonte: Navarro e Santos, 2009).....	90
Figura 3.23 – Geometria da grade espaçadora simulada (unidades em milímetros).....	90
Figura 3.24 – Corte transversal exemplificando as malhas usadas na verificação da solução numérica (h_i em [mm]).	94
Figura 3.25 – Variação da diferença de pressão com o refinamento de malha para diferentes esquemas de discretização.....	95
Figura 3.26 – Variação das variáveis DP , u , e k em função do resíduo RMS da solução numérica.	96
Figura 3.27 – Exemplo de comparação de validação (Fonte: Stern et al., 2001).....	100
Figura 3.28 – Posições de medição no trabalho de Karoutas et al. (1995) (unidades em [mm]).	103
Figura 3.29 – Geometria da grade espaçadora testada experimentalmente e do domínio de solução.....	105
Figura 3.30 – Detalhe da malha próxima à região da grade espaçadora.....	107
Figura 4.1 – Queda de pressão numérica e analítica ao longo do feixe de varetas.....	113
Figura 4.2 – Erro de comparação e incerteza de validação da DP_{grade} para todos os modelos de turbulência em função do comprimento equivalente da aresta dos elementos de malha (h_i).....	117
Figura 4.3 – Erro de comparação da $DP_{varetas}$ para todos os modelos de turbulência em função do comprimento equivalente da aresta dos elementos de malha (h_i)..	120
Figura 4.4 – Regressão dos dados experimentais de Yang e Chung.....	122
Figura 4.5 – Resultados numéricos e analíticos de I ao longo do feixe de varetas após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).	122
Figura 4.6 – Resultado do erro de comparação e incerteza de validação da intensidade turbulenta média (I) após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).....	125

Figura 4.7 – Resultado do movimento secundário (SF) após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).....	126
Figura 4.8 – Resultado do erro de comparação e incerteza de validação do movimento secundário médio (SF) após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).	129
Figura 4.9 – Resultado dos perfis de velocidade na posição A obtidos com o modelo de turbulência SST para todas as malhas utilizada no estudo.	130
Figura 4.10 – Perfis de velocidade lateral (V_{lat}) experimentais e numéricos após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).	131
Figura 4.11 – Resultado do erro de comparação e incerteza de validação da velocidade lateral (V_{lat}) após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).....	133
Figura 4.12 – Perfis de velocidade axial (V_{axial}) experimentais e numéricos após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).	135
Figura 4.13 – Resultado do erro de comparação e incerteza de validação da velocidade axial (V_{axial}) após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).....	137
Figura 4.14 – Diferença de pressão relativa(DP/DP_0) experimental, analítica e numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora real.....	141
Figura 4.15 – Erro de comparação e incerteza de validação para a diferença de pressão (DP) analítica e numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora experimental.	143
Figura 4.16 – Intensidade turbulenta axial média (I) experimental, numérica e analítica ao longo da seção de testes após a grade espaçadora.....	144
Figura 4.17 – Erro de comparação e incerteza de validação para I analítica e numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora experimental.	145
Figura 4.18 – Movimento secundário médio (SF) experimental e numérico ao longo da seção de testes após a grade espaçadora.	146
Figura 4.19 – Erro de comparação e incerteza de validação para o movimento secundário médio (SF) numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora.	147
Figura 4.20 – SF calculados com o modelo de turbulência SST após a grade espaçadora	149
Figura 4.21 – SF calculados com o modelo de turbulência SST após a grade espaçadora	150
Figura 4.22 – Perfis de velocidade lateral e axial ao longo de três fileiras de subcanais 1,22 passos de distância do topo da grade espaçadora.....	152
Figura 4.23 – Perfis de velocidade lateral e axial ao longo de três fileiras de subcanais 2,44 passos de distância do topo da grade espaçadora.....	153

Figura 4.24 – Perfis de velocidade lateral e axial ao longo de três fileiras de subcanais 7,31 passos de distância do topo da grade espaçadora.....	154
Figura 4.25 – Perfis de velocidade lateral e axial ao longo de três fileiras de subcanais 18,67 passos de distância do topo da grade espaçadora.....	155
Figura 4.26 – Perfis de velocidade lateral e axial ao longo de três fileiras de subcanais 36,53 passos de distância do topo da grade espaçadora.....	156
Figura 4.27 – Erro de comparação e incerteza de validação médios da velocidade lateral (V_{lat}) ao longo do feixe após a grade espaçadora.	158
Figura 4.28 – Erro de comparação e incerteza de validação médios da velocidade lateral (V_{axial}) ao longo do feixe após a grade espaçadora.....	159

Lista de tabelas

Tabela II.1 – Principais tipos de grade e seus dispositivos de mistura.	12
Tabela II.2 – Resumo compacto dos trabalhos disponíveis na literatura.	37
Tabela III.1 – Dados da seção de testes.	55
Tabela III.2 – Características do experimento.	59
Tabela III.3 – Faixa dos medidores utilizados.	61
Tabela III.4 – Parâmetros medidos.	62
Tabela III.5 – Fator de abrangência.	63
Tabela III.6 – Dimensões da placa de orifício.	64
Tabela III.7 – Incertezas relativas no cálculo da vazão.	65
Tabela III.8 – Perda de carga esperada e transmissores usados entre cada par de tomadas.	68
Tabela III.9 – Equações para o cálculo das dimensões do volume de medida <i>LDV</i>	71
Tabela III.10 – Parâmetros do <i>LDV</i> e do sistema de deslocamento <i>XYZ</i>	73
Tabela III.11 – Parâmetros para cálculo de <i>C</i>	76
Tabela III.12 – Incerteza no posicionamento devido ao desalinhamento.	82
Tabela III.13 – Parâmetros do <i>LDV</i> usado nos experimentos.	82
Tabela III.14 – Condições de contorno para a simulação da grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).	91
Tabela III.15 – Características das malhas utilizadas no estudo.	93
Tabela III.16 – Condições de contorno para a simulação da grade espaçadora experimentalmente testada.	106
Tabela III.17 – Característica da malha gerada para a grade espaçadora testada.	107
Tabela IV.1 – Resultados do estudo de verificação da solução para a DP_{grade}	115
Tabela IV.2 – Resultados do estudo de verificação da solução para a $DP_{varetas}$	118
Tabela IV.3 – Resultados do estudo de verificação da solução para a <i>I</i>	124
Tabela IV.4 – Resultados do estudo de verificação da solução para o <i>SF</i>	127
Tabela IV.5 – Resultados médios do estudo de verificação da solução para o V_{lat}	132
Tabela IV.6 – Resultados do estudo de verificação da solução para o V_{axial}	136
Tabela IV.7 – Síntese dos resultados obtidos do estudo de V&V.	138
Tabela IV.8 – Valores dos parâmetros do sistema nos experimentos realizados.	140
Tabela IV.9 – Síntese dos resultados obtidos do estudo de V&V com a grade experimental.	160

Lista de símbolos

As dimensões são apresentadas em termo do comprimento (L), massa (M), tempo (T) e temperatura (Θ) valores adimensionais são apresentados com o número 1.

Caracteres

<i>Símbolo</i>	<i>Descrição</i>	<i>Dimensão</i>	<i>Equação</i>
A	Área	L^2	3.59
A_b e B_i	Coefficiente da regressão na calibração	-	3.1
A_l	Área livre de escoamento no feixe de varetas	L^2	2.17; 2.19
A_{pa}	Área projetada das aletas da grade espaçadora na seção transversal	L^2	2.19
A_{pg}	Área projetada da grade espaçadora, incluindo todas as estruturas, na seção transversal	L^2	2.17; 2.19
C	Coefficiente para o cálculo do índice de refração da água	1	3.27; 3.28
C_d	Coefficiente de perda de carga na placa de orifício		3.9; 3.11
C_f	Fator de escoamento cruzado	1	2.28
C_μ	Constante do modelo de turbulência k - ϵ igual a 0,09	-	2.11
d	Diâmetro das varetas	L	2.18
D	Diâmetro da tubulação da placa de orifício	L	3.13; 3.14
D	Resultado experimental	-	3.52; 5.53
D_h e d_h	Diâmetro hidráulico	L	2.19
d_i	Diâmetro do orifício da placa de orifício	L	3.9
D_L	Diâmetro do feixe laser do <i>LDV</i>	L	3.20 – 3.22; 3.24
$DP, \Delta p$	Diferença de pressão	$ML^{-1}T^{-2}$	2.17; 3.9; 4.1 – 4.3
e	Espessura da placa de orifício	L	
E	Fator de expansão dos feixes laser do <i>LDV</i>	-	3.20 – 3.22; 3.24

E	Erro de comparação	-	3.52; 3.55 – 3.57;
$E(k)$	Espectro de energia em função do número de onda	ML^2T^{-2}	
E, ε, L_1, L_2	Coefficientes da equação para cálculo da vazão obtida através da diferença de pressão na placa de orifício	-	3.9; 3.11; 3.12 – 3.14
E_i, e_i	Erro devido à malha	-	3.43 – 3.47; 3.49
f	Soluções discretas de uma variável arbitrária	-	3.39 – 3.42
F	Comprimento focal	L	3.20 – 3.22; 3.24
FS	Fator de segurança	1	3.46
$F_s = \sqrt{u^2 + v^2}$	Fluxo secundário ou movimento secundário do escoamento	LT^{-1}	2.27; 2.28
g	Aceleração da gravidade	LT^{-2}	3.6
GCI_i	Índice de Convergência de Malha (<i>GCI – Grid Convergence Index</i>)	1	3.46; 3.50
h	Entalpia	ML^2T^{-2}	2.3
h_i	Comprimento representativo do elemento de malha	L	3.37; 3.38; 3.39; 3.40;
h_{Taps}	Diferença de altura entre as tomadas de pressão medidas	L	3.6
I	Intensidade turbulenta	1	2.16; 3.33; 3.35; 3.59; 3.62
K	Coefficiente de perda de carga na grade		2.24 – 2.26;
k	Número de onda	L^{-1}	
k	Fator de abrangência	-	3.7
k	Energia cinética turbulenta	ML^2T^{-2}	2.11; 2.12; 3.59; 3.62
L	Comprimento característico da turbulência	L	2.5
L	Comprimento avaliado	L	3.60
l_a	Comprimento médio de aresta do volume finito	L	
l_x	Dilatação devido à temperatura	L	3.15

N	Número de amostras medidas	1	3.2 – 3.4
N	Número de elementos de malha	1	3.37
$n_1, n_2, n_{\text{água}}$	Índice de refração	1	3.26; 3.27
N_f	Número de franjas de interferência no volume de medida do <i>LDV</i>	1	3.24
Nu	Número de Nusselt local	1	2.19
p	Ordem de convergência de malha	1	3.42 – 3.44; 3.46 – 3.48;
p	Passo entre varetas	L	2.18; 2.21; 2.22
P, p	Pressão	$ML^{-1}T^{-2}$	2.2; 4.1; 4.2
Pr	Número de Prandtl	1	2.10
q_m, \dot{m}	Vazão mássica	MT^{-1}	3.9
r	Distância do centro do subcanal	L	2.27; 2.28
R	Matriz de desalinhamento	1	3.30
Re	Número de Reynolds	1	2.5; 2.6
Re_D	Número de Reynolds na placa de orifício	1	3.11
Re_g	Número de Reynolds na grade	1	2.17; 2.20; 2.25; 2.26
r_i	Fator de refinamento de malha	1	3.38; 3.41 – 3.44; 3.46 – 3.48
S	Resultado de simulação numérica	1	3.52; 3.54
S_E	Termo fonte da equação da energia	ML^2T^{-2}	2.3
SF	Movimento secundário médio do escoamento	1	3.34; 3.36; 3.60; 3.63
S_f	Fator de escoamento rotacional	1	2.27
S_{mi}	Termo fonte da equação do momentum	MLT^{-1}	2.2
s_Y	Desvio padrão	-	3.3; 3.4
S_ϕ	Termo fonte da equação genérica	-	2.4; 2.13
t	Período da maior escala turbulenta	T	2.6
t	Tempo	T	2.1; 2.2; 2.3; 2.4; 2.7

T	Temperatura	Θ	2.18; 3.15 - 3.19; 3.28
T_{po}	Temperatura na placa de orifício	Θ	
T_{st}	Temperatura na seção de testes	Θ	
T_w	Temperatura da superfície da vareta	Θ	2.18
U	Incerteza expandida	-	3.8; 3.50; 3.51; 3.58; 4.3
u	Incerteza devido a diversas fontes	-	3.5; 3.8; 3.17; 3.19; 3.29; 3.35; 3.36; 3.61
$U, u, w e V$	Velocidade	LT^{-1}	2.1 - 2.4; 2.7 - 2.9; 2.13; 2.16; 2.21 - 2.23; 2.27; 2.28; 3.25; 3.31; 3.33 - 3.36; 3.59; 3.60; 3.62; 3.63
u_{∞}	Velocidade fora da camada limite	LT^{-1}	
u_c	Incerteza combinada	-	3.5; 3.7; 3.8; 3.32
u_{τ}	Velocidade de fricção	LT^{-1}	2.14; 2.15
ν_{eff}	Número de graus de liberdade efetivo	1	3.8
ν_i	Número de graus de liberdade da fonte de incerteza i	1	3.8
$x, y e z$	Coordenadas cartesianas	L	2.21
X_i	Tensão medida i	-	3.1
y^+, y^*	Distância adimensional da parede	1	2.14
Y_i	Parâmetro medido i	-	3.1; 3.2; 3.3
Δf	Variação da frequência da onda de luz espalhada	L	3.25
Δy	Distância entre a parede e o primeiro nó	L	2.15

Letras gregas

<i>Símbolo</i>	<i>Descrição</i>	<i>Dimensão</i>	<i>Equação</i>
β_{ip}	Fator limitador do esquema de alta resolução	1	
β	Razão de área livre da placa de orifício	1	3.11; 3.12
β	Ângulo de refração do feixe laser do <i>LDV</i>	1	3.26
δ	Delta de Kronecker	1	2.8
$\delta_x, \delta_y, \delta_z$	Dimensões do volume de medida do <i>LDV</i>	L	3.20 – 3.22
δ_f	Comprimento de separação das franjas de interferência no volume de medida do <i>LDV</i>	L	3.23
δ	Erro	-	3.41; 3.53 – 3.57
Γ	Difusividade	$ML^{-1}T^{-1}$	2.4; 2.7; 2.9; 2.10; 2.13
ε	Taxa de dissipação turbulenta	L^2T^{-3}	2.11; 2.20
ρ	Massa específica	ML^{-3}	2.1 - 2.4; 2.7 – 2.9; 2.11 – 2.15; 2.17; 3.6; 3.9; 3.10; 3.16; 3.17; 3.27; 3.28;
θ	Ângulo do feixe laser do <i>LDV</i>	1	3.20; 3.22 – 3.24; 3.25; 3.27
θ	Ângulo de incidência do feixe laser do <i>LDV</i>	1	3.26
θ	Ângulo de desalinhamento	1	3.29; 3.30
λ	Difusividade térmica	L^2T^{-1}	2.3
λ	Fator de atrito	1	2.18
λ	Comprimento de onda	L	3.20 – 3.23; 3.25; 3.28
η	Comprimento característico da estrutura de Kolmogorov	L	2.5
μ	Viscosidade dinâmica	$ML^{-1}T^{-1}$	2.2; 2.3; 2.4; 2.8; 2.10 – 2.12;

			2.14; 3.18; 3.19;
τ	Período das estruturas turbulentas dissipativas	T	2.6
τ_ω	Tensão de cisalhamento na parede	$ML^{-1}T^{-2}$	2.15
ω	Taxa de dissipação turbulenta específica	ML^2T^{-3}	2.12
Φ	Variável adicional geral (escalar não reativo)	ML^{-3}	
ϕ	Variável geral (escalar)	-	2.4; 2.7; 2.9; 2.13; 3.61

Subscritos

<i>Símbolo</i>	<i>Descrição</i>
<i>i e j</i>	Indica o eixo de coordenadas cartesianas, sendo 1 = x, 2 = y e 3 = z
<i>ip</i>	Ponto de integração
<i>L</i>	Referente ao comprimento característico hidrodinâmico da geometria
<i>ref ou 0</i>	Variável de referência
<i>stat</i>	Variável estática
<i>g</i>	Grade espaçadora
<i>exp</i>	Experimental
<i>st</i>	Seção de testes
<i>o</i>	Placa de orifício
<i>axial</i>	Componente na direção do eixo principal de escoamento
<i>lateral</i>	Componente na direção perpendicular ao eixo principal de escoamento
<i>L</i>	Comprimento característico
<i>t</i>	Turbulento
<i>tot</i>	Variável total

Sobrescritos

<i>Símbolo</i>	<i>Descrição</i>
'	Denota flutuações no escoamento turbulento
—	Denota média

<i>MAX</i>	Valor máximo da variável
<i>MIN</i>	Valor mínimo da variável

Siglas

<i>Siglas</i>	<i>Descrição</i>
<i>ASME</i>	<i>American Society of Mechanical Engineers</i> – Sociedade Americana de Engenharia Mecânica
<i>BSLRS</i>	Modelo de turbulência <i>Baseline Reynolds Stress</i>
<i>CAD</i>	<i>Computer Aided Drawing</i> – Desenho auxiliado por computador Agência Internacional de Energia Nuclear <i>IAEA</i> (<i>International Atomic Energy Agency</i>)
<i>CDTN</i>	Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear
<i>CFD</i>	<i>Computational Fluid Dynamics</i> - Dinâmica dos Fluidos Computacional
<i>DES</i>	<i>Detached Large Eddy Simulation</i>
<i>DNB</i>	<i>Departure from Nucleate Boiling</i> – Afastamento da Ebulição Nucleada
<i>DNS</i>	<i>Direct Numerical Simulation</i> - Solução numérica direta
<i>ECN</i>	Elemento Combustível Nuclear
<i>IAEA</i>	<i>International Atomic Energy Agency</i> - Agência Internacional de Energia Nuclear
<i>k-ε</i>	Modelo de turbulência para a energia cinética e dissipação da energia turbulenta
<i>LDV</i>	<i>Laser Doppler Velocimetry</i> – Velocimetria por Laser Doppler
<i>LES</i>	<i>Large-Eddy Simulation</i> - Simulação de grandes escalas
<i>MVF</i>	Método dos Volumes Finitos
<i>PIV</i>	<i>Particle Image Velocimetry</i> – Velocimetria por Imagem de Partículas
<i>PWR</i>	<i>Pressurized Water Reactor</i> - Reator de Água Pressurizada
<i>RANS</i>	<i>Reynolds Averaged Navier-Stokes</i> – Equações de Navier-Stokes mediadas por Reynolds
<i>RMS</i>	<i>Root Mean Square</i> – Raiz quadrada da média dos quadrados
<i>RNG k-ε</i>	Modelo de turbulência para a energia cinética e dissipação da energia turbulenta com tratamento para renormalização de grupo
<i>SSGRS</i>	Modelo de turbulência <i>Speziale-Sarkar-Gatski Reynolds Stress</i>
<i>SST</i>	Modelo de turbulência <i>Shear-Stress Transport</i>
<i>V&V</i>	Verificação e Validação

Resumo

Os elementos combustíveis nucleares de reatores de água pressurizada (*PWR – Pressurized Water Reactor*) consistem de feixes de varetas combustíveis mantidas em arranjo quadrado por grades espaçadoras posicionadas ao longo de seu comprimento. As grades espaçadoras provocam fluxos transversais entre os subcanais e/ou rotacional no interior do próprio subcanal, aumentando a eficiência de troca térmica nas imediações da grade. Devido à discretização detalhada do domínio fluido, investigações numéricas utilizando a Dinâmica dos Fluidos Computacional (*CFD – Computational Fluid Dynamics*) têm sido realizadas para o estudo desta importante característica termo-hidráulica e estão se tornando rapidamente a ferramenta preferida para o desenvolvimento de grades espaçadoras. No entanto, antes que ferramentas *CFD* possam ser consideradas confiáveis, há a necessidade de estabelecer a credibilidade dos resultados numéricos. Procedimentos devem ser definidos para avaliar o erro e incertezas do modelo numérico. Estes procedimentos são referidos como processos de Verificação e Validação (V&V). Com o intuito de subsidiar o desenvolvimento da indústria nuclear no Brasil com ferramentas para o desenvolvimento de um elemento combustível totalmente nacional para reatores *PWR*, este trabalho visa o desenvolvimento de uma metodologia numérico-experimental para a investigação do escoamento de água através de grades espaçadoras com dispositivos de mistura. A metodologia desenvolvida empregou a ferramenta de modelagem *CFD* e experimentos em um segmento do elemento combustível nuclear com 5 x 5 varetas para levantamento da queda de pressão e dos perfis de velocidade, obtidas por meio de um *LDV (Laser Doppler Velocimetry)*, do escoamento após a grade espaçadora. Dados da literatura foram utilizados para o desenvolvimento inicial do procedimento de simulação numérica. Um processo de V&V foi realizado de acordo com a norma *ASME V&V 20*. A incerteza numérica foi estimada e cinco modelos de turbulência foram avaliados. O procedimento numérico verificado e validado foi aplicado na simulação da grade espaçadora testada experimentalmente. Os resultados numéricos foram comparados aos dados experimentais obtidos neste trabalho. Os resultados numéricos mostraram boa concordância qualitativa com os dados experimentais de diferença de pressão ao longo do feixe de varetas e perfis de velocidade. Os procedimentos apresentados neste trabalho podem ser úteis para um futuro desenvolvimento de uma grade espaçadora.

Palavras-chave: *CFD*, V&V, Grade espaçadora, Elemento Combustível Nuclear, *LDV*.

Abstract

The fuel assemblies of the Pressurized Water Reactors (PWR) are constituted of rod bundles arranged in a regular square configuration by spacer grids placed along its length. The spacer grids cause a cross and swirl flow between and within the subchannels, enhancing heat transfer in the grid vicinity. Experimental and theoretical investigations, such as Computational Fluid Dynamics (CFD) analysis, have been carried out in the past years to study these important thermal and fluid dynamic features. Due to the detailed discretization of the flow characteristics obtained through CFD simulations, this analysis is quickly becoming the preferred tool for the improvement of spacer grid designs. However, before CFD can be considered as a reliable tool for the analysis of flow through rod bundles there is a need to establish the credibility of the numerical results. Procedures must be defined to evaluate the error and uncertainty due to aspects such as mesh refinement, turbulence model, wall treatment and appropriate definition of boundary conditions. These procedures are referred to as Verification and Validation (V&V) processes. With the intention to subsidize the development of the Brazilian nuclear industry with tools for the development of a totally national nuclear fuel assembly for PWR reactor, this work aims for the definition of an experimental and numerical methodology to investigate the water flow through spacer grids with mixing devices. The developed methodology employs the CFD tool and experiments in a 5 x 5 rod bundle fuel element segment to assess pressure loss and velocity profiles, obtained with an LDV (Laser Doppler Velocimetry) system. Data from literature was used for the initial development of the numerical procedure. A V&V process was performed according to the ASME V&V 20 standard. Numerical uncertainty was estimated and five turbulence models were evaluated. The verified and validated numerical procedure was applied to the simulation of the experimentally tested spacer grid. The numerical uncertainty values were extrapolated from the initial development. The numerical results were compared to the experimental data obtained in a test section developed in this work. The numerical results showed good agreement to the experimentally obtained data for pressure loss and the velocity profiles. The procedures presented and developed in this work can be very useful for future projects of spacer grids for nuclear fuel elements.

Keywords: CFD, LDV, Spacer Grid, Nuclear Fuel Element, V&V.

1. Introdução

Os elementos combustíveis nucleares de reatores de água pressurizada (*PWR – Pressurized Water Reactor*) consistem de feixes de varetas combustíveis dispostas em arranjo quadrado. A distância entre varetas é mantida constante por grades espaçadoras posicionadas ao longo do feixe. O refrigerante escoia axialmente nos espaços formados entre varetas, chamados de subcanais. Dos diferentes projetos de grades espaçadoras um grande número possui dispositivos de mistura. Estes dispositivos defletem o escoamento podendo provocar fluxos transversal entre os subcanais e/ou rotacional no interior do próprio subcanal. Estes fluxos secundários aumentam a eficiência de troca térmica nas imediações da grade, aumentando assim o fluxo de calor limite da ebulição nucleada na superfície da vareta, conhecido na engenharia nuclear como fluxo crítico ou *DNB (Departure from Nucleate Boiling – Afastamento da Ebulição Nucleada)*, o que permite uma potência maior de operação para o reator. No entanto, a turbulência e a constrição da área de escoamento causada pela presença dos dispositivos de mistura levam a um aumento da perda de carga na região da grade. Devido a esta importante característica termo-hidráulica, a compreensão detalhada do processo de mistura e de transferência de calor do escoamento a jusante dos dispositivos de mistura das grades espaçadoras é imprescindível para o desenvolvimento dos elementos combustíveis nucleares que são aprimorados no intuito de obter um comprometimento ótimo entre perda de carga e transferência de calor.

O interesse na compreensão dos fenômenos que ocorrem nos subcanais para o aprimoramento do projeto de elementos combustíveis nucleares tem motivado, ao longo das últimas décadas, vários grupos de pesquisa a executar longos projetos envolvendo investigações teóricas e experimentais das características do escoamento após a grade espaçadora (Karoutas et al., 1995, In et al., 2008, Holloway et al., 2007). No campo experimental, duas ferramentas óticas têm sido largamente usadas: *LDV (Laser Doppler Velocimetry – Velocimetria por Laser Doppler)* e *PIV (Particle Image Velocimetry – Velocimetria por Imagem de Partículas)* (Karoutas et al., 1995, Ikeda e Hoshi, 2007). Estes dispositivos permitem que a velocidade local seja medida com precisão nos subcanais do feixe de varetas sem que haja interferência no escoamento. Apesar do grande ganho alcançado recentemente por estas técnicas, investigações experimentais são ainda muito caras e demandam um tempo relativamente

grande para serem realizadas. Em contrapartida, análises teóricas como *CFD* (*Computational Fluid Dynamic* – Dinâmica dos Fluidos Computacional) tem ganhado muito espaço por gerarem resultados rápidos a um custo significativamente menor, especialmente quando as equações *RANS* (*Reynolds Averaged Navier-Stokes* – Equações de Navier-Stokes mediadas por Reynolds) são solucionadas (In et al., 2008, Ikeda et al., 2006, Hu e Chen, 2006).

Atualmente, a metodologia *CFD* tem sido amplamente aplicada na avaliação de elementos combustíveis, sendo uma ferramenta importante para a otimização tanto de experimentos quanto das características geométricas de projeto como a influência da posição, distribuição e geometria dos dispositivos de mistura nas características do escoamento através de grades espaçadoras (Lee e Choi, 2007). Em decorrência do crescente uso de *CFD*, diferentes procedimentos numéricos e metodologias para análise de resultados têm sido propostas para assegurar a qualidade e confiabilidade dos resultados destas simulações. Estas novas técnicas são classificadas como procedimentos de Verificação e Validação (V&V) de metodologias numéricas (Roache, 2009).

Os procedimentos de Verificação de metodologias numéricas buscam garantir que as equações do modelo matemático estão sendo resolvidas corretamente e que não há erros em sua implementação, os famosos “*bugs*”, no programa *CFD* utilizado. Além disto, a Verificação busca quantificar as incertezas relativas a diversos fatores numéricos como passo no tempo, malha, esquemas de discretização, condições de contorno, truncamento e solução iterativa, e com isto estimar a incerteza numérica inerente da simulação. Já os procedimentos de Validação têm como objetivo avaliar se o conjunto de equações resolvidas é apropriado para a solução do problema, ou seja, se o modelo numérico aplicado (modelos de parede, turbulência, etc.) reflete com fidelidade os fenômenos físicos presentes no escoamento. Estes procedimentos são realizados através da quantificação do afastamento dos resultados numéricos aos de experimentos especialmente projetados para a tarefa de Validação, os chamados “*benchmarks*”.

Os procedimentos de V&V tem sido foco de intensa pesquisa, tendo sido lançada recentemente a norma *American Society of Mechanical Engineers (ASME) V&V 20* (ASME, 2009), a fim de consolidar um conjunto criterioso e bem detalhado de procedimentos com o

objetivo de padronizar a avaliação da incerteza e critérios para a validação de simulações *CFD*.

Com o intuito de subsidiar o desenvolvimento da indústria nuclear no Brasil com ferramentas para o desenvolvimento de um elemento combustível totalmente nacional para reatores *PWR*, este trabalho visa o desenvolvimento de um procedimento numérico-experimental para a investigação do escoamento de água através de grades espaçadoras com dispositivos de mistura de elementos combustíveis nucleares.

A metodologia proposta empregou a ferramenta de modelagem *CFD* e experimentos em um segmento do elemento combustível nuclear para levantamento dos perfis de velocidade e queda de pressão do escoamento após a grade espaçadora realizados no Laboratório de Termo-hidráulica do Setor de Tecnologia de Reatores do CDTN. Para o desenvolvimento inicial do procedimento de simulação numérica foram usados dados disponíveis na literatura, sendo realizado um processo de V&V das simulações segundo procedimentos da norma *ASME V&V 20* (ASME, 2009). Foi levantada a incerteza numérica devido à discretização espacial e aos erros de modelagem devido ao modelo de turbulência. O procedimento numérico definido foi então aplicado à simulação da grade espaçadora testada experimentalmente, obtendo assim a validação da metodologia proposta.

1.1. Motivação do estudo

Apesar de haver trabalhos publicados na área nuclear sobre o uso das ferramentas *CFD* e técnicas experimentais *LDV* no desenvolvimento de grades espaçadoras, ainda não há um consenso metodológico no assunto. Além disto, toda pesquisa envolvendo alta tecnologia em reatores nucleares tem a disseminação da informação muito restrita e, normalmente, vedada a grandes corporações e instituições governamentais. Assim, os dados apresentados em publicações científicas são sempre limitados e nunca fornecem informações suficientes para a reprodução da pesquisa ou análises mais criteriosas.

Na última década ocorreu um aumento no número de estudos sobre escoamento em grades e feixes de elementos (Han et al., 2009, Chang et al., 2008, In et al., 2008). Isto se deveu, em boa parte, ao grande desenvolvimento de ferramentas como *CFD* e *LDV/PIV* que possibilitam a obtenção de informações mais detalhadas e confiáveis sobre a estrutura do escoamento. Tem crescido também o uso de códigos comerciais de *CFD* como o CFX, Fluent, Star-CCM+ e Flow-3D, por apresentarem uma grande variedade de modelos (turbulência, tratamento próximo à parede, discretização etc.), facilidade de utilização e visualização dos resultados, e pela capacidade de trabalhar com geometrias complexas importadas diretamente de programas de desenho *CAD* (*Computer Aided Drawing* – Desenho auxiliado por computador).

Sabe-se que alguns parâmetros numéricos como domínio de simulação, refinamento de malha, modelo de turbulência, tratamento de parede e a definição de condições de contorno apropriadas exercem grande influência nos resultados obtidos por meio de simulações *CFD*. Estes parâmetros são particulares a cada problema e alguns limitados pela capacidade computacional disponível para a simulação. Devido a essas limitações, a simulação de um elemento combustível nuclear é raramente possível. Simplificações são realizadas, reduzindo o domínio de simulação na maioria dos estudos paramétricos e de otimização realizados. Essas simplificações nem sempre levam a resultados confiáveis e no caso da simulação de apenas um subcanal os resultados obtidos não refletem o comportamento de um arranjo completo. No entanto, a coerência e similaridade qualitativa com resultados integrais demonstram que esses resultados podem ser usados como uma primeira aproximação para otimizar os estudos paramétricos para o projeto de grades espaçadoras. Assim, parâmetros numéricos tais como refino de malha, modelos de turbulência e de parede, condições de contorno ainda necessitam de maiores estudos. Um exemplo claro da necessidade de estudos é o uso, na maioria dos estudos, do modelo de turbulência $k-\varepsilon$ sem testes ou justificativas satisfatórias.

Existe também uma crescente preocupação em validar uma ferramenta *CFD*, mas ainda há inconformidades entre resultados numéricos, obtidos geralmente de modelos simplificados de experimentos de outros pesquisadores e resultados experimentais desses pesquisadores (diferença de procedimentos, metodologias e falta de informações). É necessária uma

padronização para que se possa consolidar o assunto no que se refere a metodologias e procedimentos tanto experimentais como teóricos.

É necessário conhecer os detalhes do movimento da água provocado por cada tipo de grade espaçadora na avaliação de seu desempenho, compreendendo a influência dos parâmetros geométricos dos dispositivos de mistura (ângulo de inclinação/torção, espessura, altura e forma). Para isto são necessários mais estudos. Não há consenso em muitas das conclusões dos investigadores. Um exemplo é a falta de comparação entre a maneira de distribuir os misturadores na grade para direcionamento de fluxo em e entre subcanais. Estudos em escala, parametrizados e normalizados, tem sido a técnica comum para o levantamento das estruturas e entendimento do escoamento após as grades.

1.2. Objetivos

O objetivo geral deste trabalho é estabelecer e avaliar uma metodologia numérica e experimental para a investigação do escoamento de água através de feixes de varetas com grades espaçadoras de elementos combustíveis nucleares de reatores do tipo *PWR* empregando a ferramenta *CFD* aliada a medições de queda da pressão com transmissores diferenciais de pressão e de velocidade local com *LDV*.

Os objetivos específicos deste trabalho são:

1. Proposição de um procedimento de simulação numérica para o estudo do escoamento de água através de grades espaçadoras do elemento combustível nuclear;
2. Verificação do procedimento numérico com o levantamento de incertezas numéricas segundo a norma *ASME V&V 20* (ASME, 2009).
3. Validação do procedimento numérico utilizando dados disponíveis na literatura para cinco modelos de turbulência distintos segundo a norma *ASME V&V 20* (ASME, 2009);

4. Proposição e avaliação de um procedimento experimental para avaliação do escoamento após grades espaçadoras em um segmento do elemento combustível nuclear com 5 x 5 varetas;
5. Aplicação do procedimento numérico na simulação da grade espaçadora testada experimentalmente e comparação dos resultados para a validação da metodologia.

2. Revisão bibliográfica

A energia dos reatores nucleares é gerada na fissão nuclear em cadeia de determinados elementos físséis, como os isótopos de Urânio (^{235}U e ^{233}U) e o Plutônio (^{239}Pu), por meio de nêutrons com energias determinadas. Como produtos da fissão nuclear são gerados nêutrons, necessários para sustentar a reação em cadeia, e outros elementos com alta energia cinética. As desacelerações dos produtos de fissão de maior massa atômica geram uma grande quantidade de energia térmica (~200 MeV) que, em um reator, é removida por meio de um refrigerante e usada para gerar energia elétrica. A energia dos nêutrons pode ser reduzida por um moderador, que é comumente composto de elementos a base de Hidrogênio (H) ou Carbono (C), para facilitar a sua absorção pelo elemento físsil. Para controlar a reação em cadeia, e assim a potência do reator, materiais absorvedores de nêutrons, como Boro (B) e Háfnio (Hf), são inseridos no reator. Esses controladores podem ser diluídos no núcleo, geralmente misturados ao moderador, ou construídos em elementos rígidos que podem ser retirados ou inseridos de acordo com a necessidade (Lamarch, 1988).

Um dos tipos de reatores nucleares mais difundidos no mundo é o de água pressurizada (*PWR – Pressurised Water Reactors*). Em novembro de 2012, segundo a Agência Internacional de Energia Nuclear *IAEA (International Atomic Energy Agency, 2012)*, existiam 272 *PWRs* em operação no mundo (~62% de todos os reatores existentes), fornecendo ~250 GW de energia elétrica (67% da energia total gerada por reatores nucleares) e outros 52 em construção, que produzirão mais ~40 GW de energia elétrica.

Os dois reatores nucleares brasileiros para geração de energia elétrica são do tipo *PWR* e estão situados na Central Nuclear Almirante Álvaro Alberto em Angra dos Reis – RJ. A usina Angra I foi o primeiro reator nuclear brasileiro construído e está em operação desde 1985 com capacidade de gerar 657 MW de energia elétrica. Essa primeira usina nuclear foi adquirida sob a forma de “*turn key*” da empresa norte americana *Westinghouse*, que não previa transferência de tecnologia por parte dos fornecedores. A usina Angra II, que apresenta potência nominal de 1350 MW, foi fornecida pela empresa alemã *Siemens - KWU* fruto de um acordo nuclear Brasil-Alemanha que consistiu da construção e operação do reator

conjuntamente à transferência de tecnologia para o país. Essa transferência levou o Brasil a um desenvolvimento tecnológico próprio na área nuclear.

Os *PWR* possuem três circuitos de água, como mostrado na Figura 2.1. O circuito primário usa água leve (H_2O), altamente pressurizada (~ 158 bar) para refrigerar e moderar o núcleo do reator composto de elementos combustíveis. A alta pressão permite que a água alcance mais de 300 °C sem entrar em ebulição. A água aquecida do circuito primário passa por um trocador de calor onde cede energia ao gerador de vapor do circuito secundário. O vapor gerado no circuito secundário é usado para acionar turbinas acopladas a geradores elétricos, sendo posteriormente condensado, cedendo calor para um circuito terciário (Lamarch, 1988).

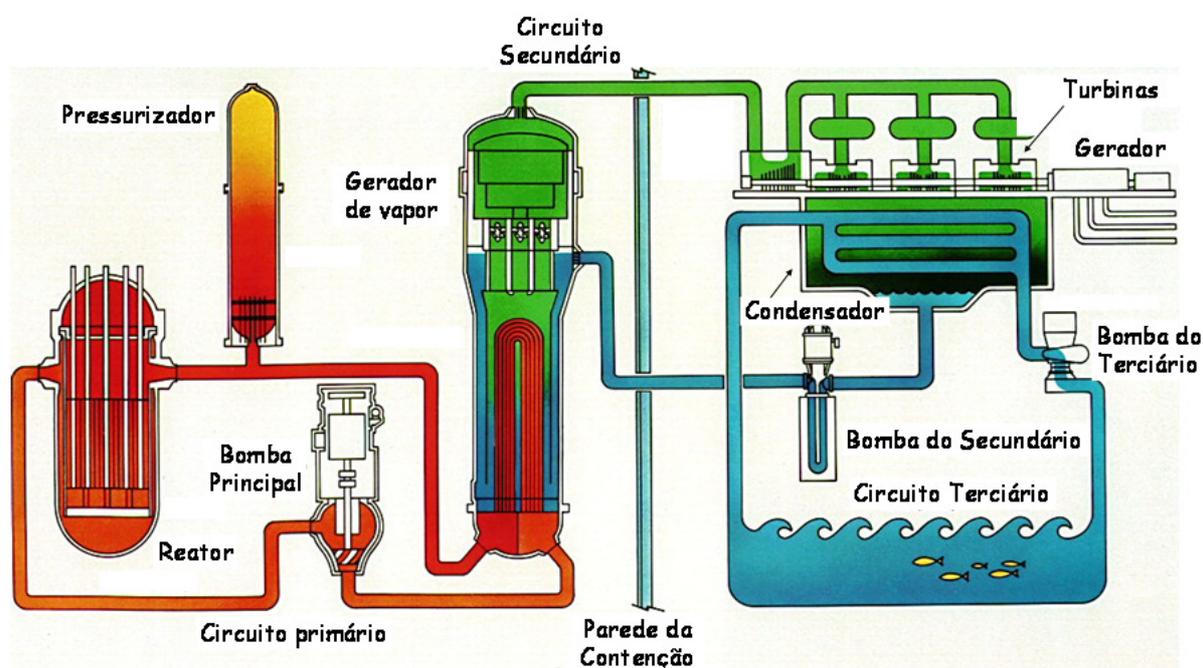


Figura 2.1 – Esquema de um reator nuclear *PWR* (Adaptado de: Kraftwerk Union, 1976).

O elemento combustível nuclear de reatores *PWR*, mostrado na Figura 2.2, é composto de pastilhas de dióxido de Urânio (UO_2) levemente enriquecido, empilhadas dentro de tubos de ~ 4 m de comprimento e $\sim 0,01$ m de diâmetro confeccionadas em liga metálica de Zircaloy, chamados de varetas combustíveis. O pequeno diâmetro permite que a energia térmica produzida pela desaceleração dos produtos da fissão nas pastilhas seja rapidamente transferida para a água que escoar entre as varetas. As varetas são agrupadas em feixes montados em arranjos quadrados com espaçamento uniforme. Algumas posições do feixe são ocupadas por

tubos guias por onde são inseridos os elementos de controle. Estes arranjos quadrados de ~0,21 m de lado são mantidos rígidos através de reticulados chamados grades espaçadoras que são posicionadas ao longo do elemento e de bocais posicionados nas extremidades superior e inferior. Cada elemento permanece no reator durante um período de até três anos antes de ser removido (Lamarch, 1988).

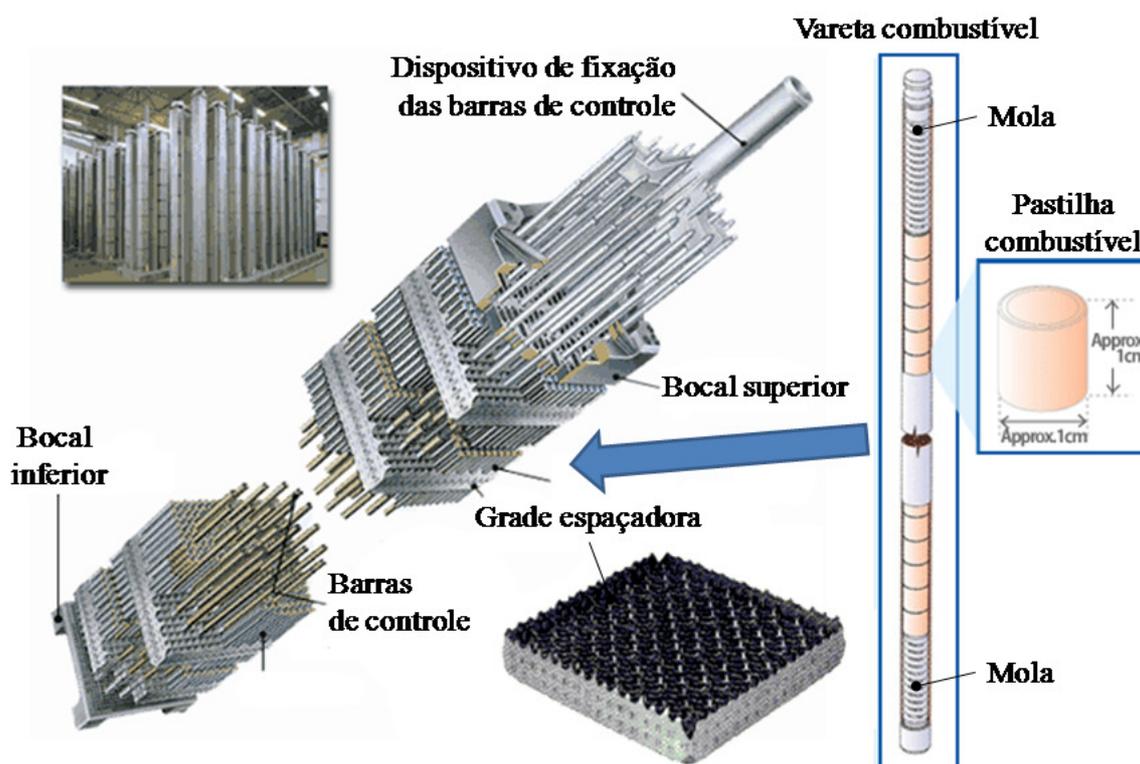


Figura 2.2 – O elemento combustível nuclear (Adaptado de: World Nuclear Association, 2011).

As grades espaçadoras dos elementos combustíveis nucleares além da função estrutural de manter as varetas a uma distância constante e impedir o movimento das mesmas, exercem grande influência sobre o desempenho termo-hidráulico dos elementos combustíveis nucleares. As grades usadas nos reatores atuais apresentam dispositivos de mistura em forma de aletas ou canais, como mostrado na Figura 2.3. Nos espaços formados entre varetas, chamados subcanais, escoo o fluido refrigerante que ao passar pelos dispositivos de mistura passam a apresentar um movimento secundário lateral entre e dentro dos subcanais. Este movimento secundário provoca um aumento local da transferência de calor, melhorando o desempenho térmico. Em contrapartida, a presença

de dispositivos misturadores nas grades aumenta a perda de carga local. Desta forma, no projeto de grades espaçadoras deve ser almejada uma relação ótima entre transferência de calor e perda de carga (Kim e Seo, 2004).

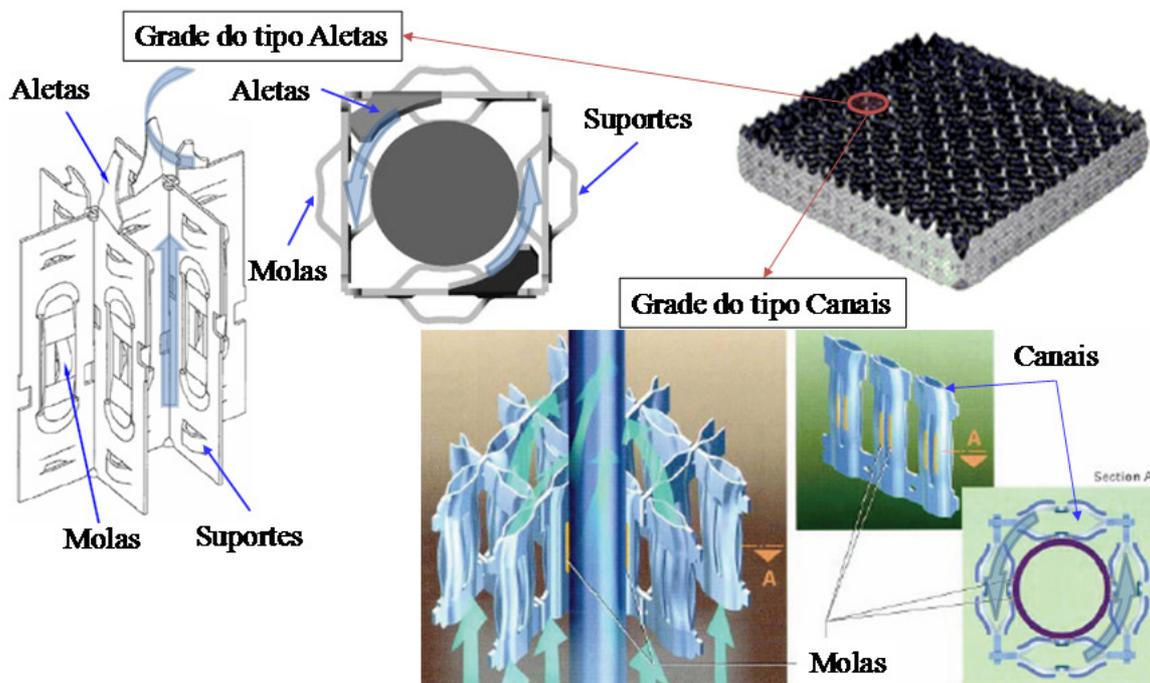


Figura 2.3 – A grade espaçadora (Adaptado de: Parece, 2006).

A grade espaçadora apresenta até dois tipos de elementos de fixação: molas e suportes. As molas se deformam na presença das varetas e exercem pressão entre outras molas ou nos suportes de forma a fixar as varetas na posição desejada e não permitir que se mova durante a operação. A forma e número de regiões de contato entre as molas e a vareta influem diretamente no desempenho estrutural da mesma (Parece, 2006). Normalmente as grades que utilizam canais como dispositivo de mistura são projetadas para que os canais também exerçam a função de molas, como pode ser visto na Figura 2.3.

Em um mesmo elemento combustível é possível observar diferentes tipos de grades, como é mostrado na Figura 2.4 que também apresenta as principais dimensões e características do elemento e da grade. Nas extremidades do elemento são normalmente usadas grades com função prioritariamente estrutural, normalmente não apresentando dispositivos de mistura, isto porque o fluxo de calor nestas regiões é reduzido e há grande vibração causada pelo princípio e fim da interação do fluido com a estrutura do elemento combustível. Já nas regiões

internas são usadas grades com dispositivos de mistura e função estrutural. Estas grades são mais numerosas e são determinantes no desempenho termo-hidráulico e mecânico do elemento. Em alguns elementos combustíveis ainda são usadas grades misturadoras que tem a finalidade exclusiva de aumentar o desempenho térmico do elemento, sendo menores e compostas de dispositivos de mistura sem propósitos estruturais (NEI, 2004). Estas grades misturadoras são normalmente posicionadas entre as últimas grades internas, pois nesta região está mais propenso o surgimento de *DNB*.

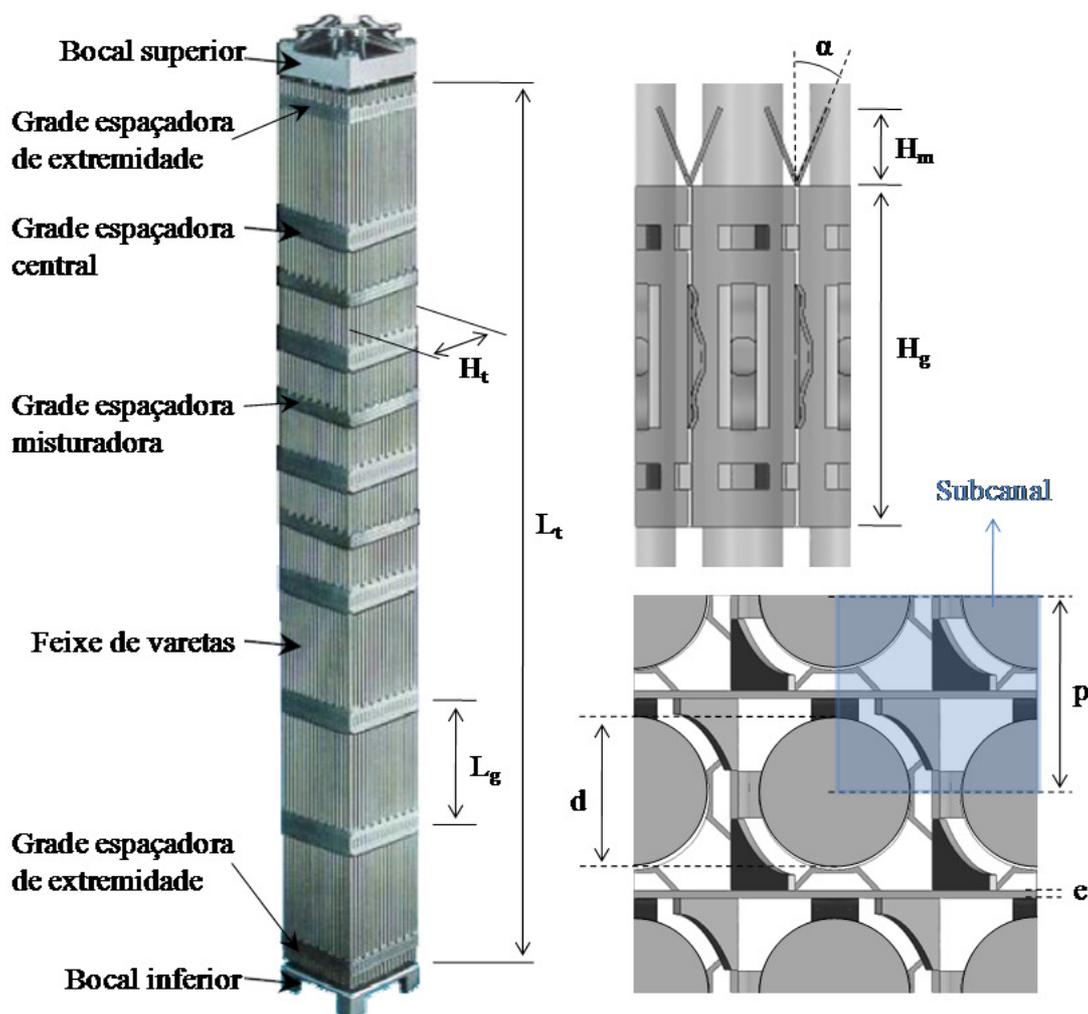
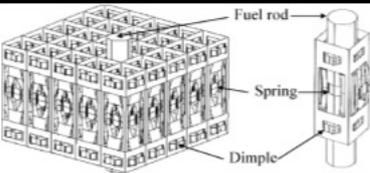
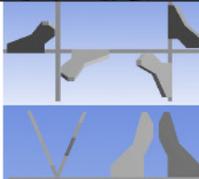
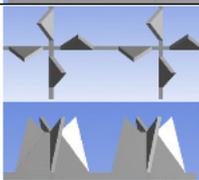
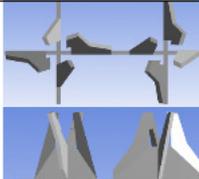
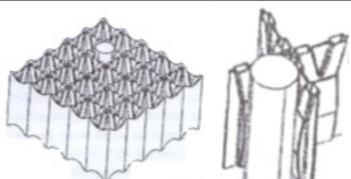
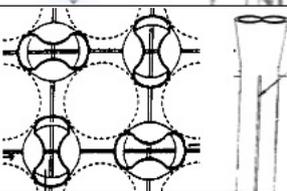


Figura 2.4 – O elemento combustível nuclear e suas principais dimensões (Adaptado de: NEI, 2004).

Existe uma grande variedade de grades e dispositivos de mistura desenvolvidos pelas diversas empresas do setor nuclear. A Tabela II.1 apresenta alguns dos principais tipos de grades e dispositivos misturadores de elementos combustíveis.

Tabela II.1 – Principais tipos de grade e seus dispositivos de mistura.

Dispositivo de mistura	Sigla	Forma	Efeito no escoamento
Sem dispositivo (Rehme, 1972)	SEM		Não causa escoamento lateral e apenas pequeno aumento na intensidade turbulenta.
Aletas “Split” sem cortes (Yao et al., 1982)	AS		Escoamento rotacional e entre subcanais.
Aletas “Split” com cortes (In et al., 1999)	ASC		Mesmo que a AS, mas causando menos perda de carga.
Aletas “Swirl” (In et al., 1999)	AW		Apenas rotação no subcanal.
Aletas híbrida (Chang et al.; 2008)	AH		Escoamento rotacional e entre subcanais.
Aletas “Crossflow” ou “Twisted” (Ikeda e Hoshi, 2002)	AC		Escoamento rotacional e entre subcanais, com maior ênfase para o escoamento entre subcanais.
Canais Y (In et al., 1999)	CY		Apenas escoamento entre subcanais.
Canais “Squeeze” (Karoutas et al., 1995)	CS		Apenas escoamento entre subcanais.
Canais abertos (Parece, 2006)	CA		Escoamento rotacional e entre subcanais.

O processo de desenvolvimento e projeto de elementos combustíveis nucleares exige a avaliação de seu comportamento relativo ao fluxo e interações dos nêutrons (neutrônica), propriedades mecânicas, características termo-hidráulicas e de fabricação. Os objetivos buscados no projeto de um combustível nuclear são:

Propriedades de Fabricação: Permitir o posicionamento de instrumentação, o manuseio, transporte e carregamento do núcleo (pontos de içamento e contato, molas e encaixes de fixação). Garantir a precisão dimensional requerida, montagem simplificada e custo competitivo;

Propriedades Mecânicas: Garantir o espaçamento, posicionamento e integridade das varetas, resistindo a ação de forças do escoamento, vibração, impactos associados a movimentação, distorções causadas por cargas laterais e axiais e flutuações de pressão. Além de permitir acomodações das varetas devido a expansões térmicas radiais e axiais, efeitos químicos e de irradiação, que alteram as propriedades mecânicas dos materiais, e conter os produtos de fissão no elemento em condições normais de operação e em acidentes;

Propriedades Neutrônicas: Garantir o controle do processo de fissão, nível de reatividade, moderação e criticalidade do reator. Otimizar a utilização do material físsil para alcançar o custo de ciclo mais econômico;

Propriedades Termo-hidráulicas: Garantir homogeneidade da transferência de calor nas varetas ao longo de todo o comprimento do elemento e uma relação ótima entre remoção de calor e perda de carga. Não permitir a ocorrência de *DNB* na vareta durante qualquer condição de operação do reator.

A busca pelos objetivos específicos de cada área, em geral, levam a soluções opostas, como por exemplo, do ponto de vista térmico uma menor espessura de parede da vareta leva a uma melhor eficiência térmica, mas na visão mecânica uma maior espessura leva a uma elevada resistência mecânica. Assim, o desenvolvimento de um elemento combustível envolve intensa interação entre as áreas.

Da perspectiva do projeto termo-hidráulico, a grande interação entre áreas torna necessário o desenvolvimento de metodologias teóricas e o aprofundamento do conhecimento dos fenômenos envolvidos no escoamento ao longo do elemento combustível, permitindo realizar julgamentos rápidos e fisicamente coerentes das influências dos diversos parâmetros envolvidos e impactos nas suas alterações, sem que seja necessário realizar um volume elevado de caros e demorados experimentos.

Uma vez que soluções analíticas são impossíveis na maioria das situações de interesse da indústria, foram desenvolvidas técnicas de solução numérica capazes de solucionar os mais complexos problemas utilizando o computador. Na área da termo-hidráulica, os códigos numéricos podem ser divididos de acordo com o nível de detalhe da modelagem:

Códigos de sistema: são capazes de resolver todo um circuito termo-hidráulico, fornecendo dados médios de temperatura, vazão, fração de vazio e pressão, do circuito como um todo. Baseiam-se na solução de equações simplificadas da mecânica dos fluidos, transferência de calor e termodinâmica e de modelos empíricos. São muito usados na análise de acidentes, transientes e definição de procedimentos de operação. O RELAP (1995) é um exemplo deste tipo de código.

Códigos de componentes: são normalmente dedicados a um único componente do circuito, empregando modelos empíricos e equações de transporte simplificadas na solução do escoamento. Na área nuclear são aplicados na solução do escoamento em subcanais. Fornecem um detalhamento melhor das características do escoamento no componente do que os códigos de sistema, mas são incapazes de avaliar a influência de detalhes geométricos presentes no componente. COBRA (Webb, 1988) e PANTERA (Velo, 1985) são exemplos deste tipo de código.

Códigos de CFD: resolvem as equações de conservação por meio da discretização do domínio de interesse em escalas muito pequenas, possibilitando a utilização de malhas com milhões de nós, gerando, conseqüentemente, soluções com alto nível de detalhamento. O ANSYS CFX 14.0 (2011) é um exemplo deste tipo de código.

Recentemente a fluidodinâmica computacional tem desempenhado papel relevante no projeto de novos elementos combustíveis nucleares devido ao grande avanço tecnológico na área computacional que permite simulações numéricas com descrição espacial detalhada das grandezas de interesse com rapidez e custo relativamente baixo (Lee e Choi, 2007). Estas qualidades fizeram crescer o interesse na aplicação de códigos *CFD* no desenvolvimento de novos sistemas e componentes, assim como no processo de licenciamento de instalações e equipamentos nucleares.

Apesar de todas as vantagens apresentadas pelos códigos *CFD*, ainda há a necessidade de validar a metodologia e os resultados por ele obtidos no processo de desenvolvimento de elementos combustíveis. A comparação de dados experimentais é normalmente usada, sendo avaliado o comportamento relativo à perda de carga, eficiência de troca de calor e limites de fluxo de calor. Os custos dos experimentos são relativamente altos, se o elemento completo é avaliado. Experimentos em escalas ou em partes do elemento completo, exigindo gastos menores, podem ser realizados, desde que se tenha a garantia de que os resultados possam ser extrapolados.

Dentre os componentes de um elemento combustível nuclear, a grade espaçadora exerce maior impacto sobre o desempenho termo-hidráulico. São as características geométricas da grade e do dispositivo de mistura nela presente que irão definir grande parcela da perda de carga do elemento e principalmente o padrão de escoamento nos subcanais, o que definirá a eficiência de transferência de calor do elemento como um todo.

O interesse na compreensão dos fenômenos que ocorrem nos subcanais de elementos combustíveis nucleares tem motivado ao longo das últimas décadas vários grupos de pesquisa a executarem longos projetos envolvendo investigações teóricas e experimentais das características do escoamento após a grade espaçadora (Karoutas et al., 1995, In et al., 2008, Holloway et al., 2007). Mais recentemente, as ferramentas *CFD* e técnicas de medidas óticas, não invasivas, da velocidade local como *PIV* (*Particle Image Velocimetry* - Velocimetria por imagem de partícula) e *LDV* (*Laser Doppler Velocimetry* - Velocimetria por efeito Doppler de laser) têm sido aplicadas nestes estudos, uma vez que fornecem grande detalhamento do escoamento como turbulência e recirculações localizadas (Karoutas et al., 1995, Ikeda e Hoshi, 2007). Usando a autocorrelação entre a velocidade e a troca térmica observada por vários

autores (Imaizumi et al., 1995, Ikeda et al., 2006) é possível relacionar as medidas apenas fluido-dinâmicas com a transferência de calor local sem que sejam necessários experimentos extremamente caros e tecnicamente complexos com varetas aquecidas.

Embora hajam vários projetos realizados envolvendo o estudo do escoamento após grades espaçadoras de elementos combustíveis nucleares ainda não há um consenso no assunto. Além disto, as informações fornecidas em trabalhos científicos são limitadas e sua reprodução é raramente possível.

A seguir é apresentado um resumo dos fundamentos teóricos da ferramenta *CFD* seguido de uma análise dos trabalhos mais relevantes disponíveis na literatura sobre grades espaçadoras.

2.1. A Dinâmica dos Fluidos Computacional (*CFD*)

A dinâmica dos fluidos computacional ou simplesmente *CFD* é a análise de sistemas envolvendo escoamento de fluido, transferência de calor e massa e fenômenos associados como reações químicas, como combustão e mudança de fase, por meio de simulações baseadas em computador (Versteeg e Malalasekera, 2007). O método trabalha resolvendo as equações termofluidodinâmicas por meio de um processo numérico. A Figura 2.5 mostra a tarefa do método numérico, que é transformar uma equação diferencial, definida no domínio de forma contínua, em um sistema de equações algébricas, discretizando o domínio em um número de subdomínios não coincidentes formando uma malha de pequenos elementos (ou volumes de controle) para os quais uma solução discreta pode ser obtida (Maliska, 1995).

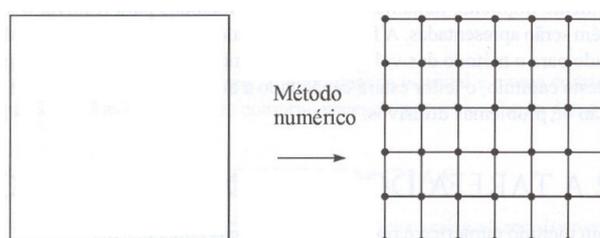


Figura 2.5 – A tarefa do método numérico. Do lado esquerdo o domínio contínuo, do lado direito o domínio discreto, ou seja, a malha (Fonte: Maliska, 1995).

Os códigos e metodologias *CFD* são, de maneira geral, estruturados em quatro elementos principais (Versteeg e Malalasekera, 2007):

Confecção da geometria e malha: Consiste em definir a região de simulação, determinar possíveis simplificações a serem realizadas na geometria para a simulação, como o uso de simetria, e discretizar o domínio em um conjunto de elementos ou volumes discretos formando uma malha. Aproximadamente 50% do tempo gasto em um projeto *CFD* é dedicado a geração da malha e definição da geometria.

Definição das condições de cálculo: Nesta etapa são definidas as condições físicas do problema como a seleção dos fenômenos físicos e/ou químicos a serem modelados, definição das características do fluido, especificação das condições iniciais de escoamento, seleção das condições de contorno e definição dos parâmetros numéricos e termos fontes.

Solução do conjunto de equações discretizadas: Consiste no uso de um método numérico para a discretização e solução das equações diferenciais na malha e condições definidas. Entre os métodos mais utilizados estão diferenças finitas, volumes finitos (MVF) e elementos finitos, sendo o MVF o mais aplicado em códigos comerciais como CFX, Fluent e Star-CCM+.

Análise dos resultados: resultados qualitativos e quantitativos são extraídos da simulação, através de funções de visualização, de gráficos, tabelas de dados, relações matemáticas, etc.

Em uma simulação numérica por *CFD* são solucionadas as equações fundamentais do transporte de massa (Equação 2.1), momentum (Equação 2.2) e energia (Equação 2.3) para um fluido contínuo, apresentadas a seguir na notação tensorial compacta (Versteeg e Malalasekera, 2007).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j) = 0 \quad (2.1)$$

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i u_j) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] + S_{M_i} \quad (2.2)$$

$$\frac{\partial \rho h_{tot}}{\partial t} - \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i h_{tot}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[u_i \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right] + S_E \quad (2.3)$$

Onde ρ é a massa específica, u a velocidade, t o tempo, μ a viscosidade dinâmica, λ a difusividade térmica, $h_{tot} = h_{(T,p)} + 1/2(u_i^2)$ é a entalpia total, S_{M_i} e S_E representam os termos fontes das equações de momentum e energia respectivamente. Os subscritos i e j assumem valores de x , y e z indicando as três direções cartesianas.

Estas equações podem ser apresentadas na seguinte forma genérica:

$$\frac{\partial(\rho\phi)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_i \phi) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \Gamma_\phi \left(\frac{\partial \phi}{\partial x_j} \right) \right\} + S_\phi \quad (2.4)$$

Onde a variável ϕ , o termo fonte S_ϕ e a difusividade Γ_ϕ assumem diferentes valores para cada equação específica.

Essas equações devem ser completadas por equações de estado termodinâmico e de condições de contorno.

2.1.1. Tratamento da turbulência

No sistema definido pelas equações de transporte, estado e condições de contorno a quantidade de incógnitas é igual à de equações, o que torna o sistema fechado. Apesar disto, a solução das equações não é uma tarefa simples. Até hoje não há uma solução analítica para as equações de Navier-Stokes. Uma solução numérica direta (*DNS – Direct Numerical Simulation*) das equações exige, devido à multiplicidade de escalas da turbulência e a interação não linear entre elas, uma discretização espacial e temporal compatível com o

comprimento (η) e o período (τ) das estruturas turbulentas dissipativas, definidas por Kolmogorov (1942) como sendo funções do número de Reynolds (Silveira Neto, 2003):

$$\eta = \frac{L}{\text{Re}^{3/4}} \quad (2.5)$$

$$\tau = \frac{t}{\text{Re}^{1/2}} \quad (2.6)$$

Onde $\text{Re} = \rho x V / \mu$, V é a velocidade característica do escoamento, x é o comprimento característico do escoamento, L é o comprimento da maior escala turbulenta, equivalente à dimensão característica do domínio de escoamento e $t = L/U$ (U = velocidade característica do escoamento) é o período da maior escala.

Para a maioria dos escoamentos presentes na indústria, como, por exemplo, o escoamento através de uma grade espaçadora onde o número de Reynolds supera facilmente dos 50.000 e a dimensão característica do escoamento é de alguns milímetros, é possível concluir pelas Equações 2.5 e 2.6 que uma solução *DNS* das equações é impraticável. Uma abordagem usada para solucionar problemas com número de Reynolds elevado é a aplicação de filtros para a turbulência no sistema de equações (Silveira Neto, 2003). Duas formas de filtros são usadas: espacial e temporal.

No filtro espacial, as maiores escalas da turbulência são resolvidas diretamente e as escalas menores, que apresentam escala menor ou igual às dimensões dos elementos da malha, são filtradas e modeladas. Este tipo de abordagem é conhecido como simulação de grandes escalas (*LES – Large-Eddy Simulation*). O esforço computacional, expressão usada como indicativo de tempo e infra-estrutura de computação necessária para o cálculo, para uma simulação *LES* é em geral dez vezes menor do que aqueles para uma simulação *DNS* (Silveira Neto, 2003). Apesar disto, continua sendo uma abordagem com um custo computacional muito elevado para geometrias complexas, além de necessitar de um refinamento temporal muito elevado.

Já no filtro temporal, nenhuma escala da turbulência é resolvida e o seu efeito é computado no escoamento através de modelagem. Esta abordagem permite o uso de malhas com elementos muitas vezes maiores do que os usados nas abordagens *LES* e *DNS*. Este método só representa o comportamento médio do escoamento ocultando a maioria das oscilações e instabilidades presentes devido à turbulência. As equações resultantes desta abordagem, obtida através da mediação do sistema de equações no tempo, é conhecida como *RANS* (*Reynolds Averaged Navier-Stokes* - equações de Navier-Stokes mediadas por Reynolds) e *URANS* (*Unsteady RANS* – *RANS* transiente) quando são dedicadas a solução em regime transiente (Silveira Neto, 2003).

Para se obter as equações *RANS*, todas as variáveis do sistema de equações *CFD*, representadas aqui de forma genérica pelo símbolo ϕ , podem ser decompostas em uma componente média, $\bar{\phi}$, e uma componente flutuante, ϕ' . Realizando uma mediação no tempo e aplicando a decomposição nas equações de transporte resulta na Equação 2.7 (Tannehill, 1997).

$$\frac{\partial(\rho\bar{\phi})}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho\bar{u}_i\bar{\phi}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \Gamma_\phi \left(\frac{\partial \bar{\phi}}{\partial x_j} \right) - \rho\overline{u'_i\phi'} \right\} + S_\phi \quad (2.7)$$

Devido ao filtro temporal das equações de transporte, o efeito da turbulência fica isolado a apenas um termo de fluxos turbulentos, $-\rho\overline{u'_i\phi'}$, que representa um momento estatístico de segunda ordem (média de conjunto do produto de duas variáveis). Por ser um termo não linear de interações de flutuações de variáveis, este termo é de complexa solução (Silveira Neto, 2003).

Uma técnica de solução para as equações *RANS* é o uso da analogia da viscosidade turbulenta (μ_t) proposta por Boussinesq em 1877 (Silveira Neto, 2003), que propõe para o termo das equações de transporte de momentum que os fluxos turbulentos podem ser associados à taxa de deformação média de um elemento fluido supondo uma turbulência isotrópica, conforme mostrado na Equação 2.8, e de forma análoga a difusividade turbulenta (Γ_t), que propõe que

os fluxos turbulentos de grandezas escalares são lineamente relacionadas ao gradiente médio do escalar, mostrado na Equação 2.9.

$$-\rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \delta_{ij} \rho \bar{k} \quad (2.8)$$

$$-\rho \overline{u'_i \phi'} = \Gamma_t \frac{\partial \bar{\phi}}{\partial x_i} \quad (2.9)$$

Onde δ_{ij} é conhecida como função delta de Kronecker que para $i = j$ é igual a um e para $i \neq j$ igual à zero e $\bar{k} = \overline{u'_i u'_i} / 2$ é a energia cinética turbulenta.

A difusividade turbulenta pode ser associada à viscosidade turbulenta através da relação:

$$\Gamma_t = \frac{\mu_t}{Pr_t} \quad (2.10)$$

Considerando que o número de Prandtl turbulento Pr_t é normalmente considerado constante e igual a 0,9 (Huh et al., 2005), utilizando as analogias, os fluxos turbulentos são reduzidos a uma variável, a viscosidade turbulenta, a qual deve ser modelada.

Vários modelos de turbulência para descrever a viscosidade turbulenta foram desenvolvidos ao longo das últimas décadas. Em geral são usadas equações de transporte para descrever a energia e dissipação da turbulência, sendo estes modelos categorizados de acordo com o número de equações usadas. Assim os modelos chamados de primeira ordem usam apenas uma equação de transporte, os de segunda usam duas, e assim por diante. Os principais modelos de viscosidade turbulenta são os de duas equações, por fornecerem uma boa relação entre custo computacional e qualidade. Entre estes modelos se destacam os seguintes:

Modelo k - ε : Desenvolvido nos trabalhos de Jones e Launder (1972) e Launder e Spalding (1974), o k - ε é o mais popular modelo de duas equações, fornecendo uma favorável relação entre esforço computacional e precisão. Este modelo também é

conhecido por k - ε padrão, devido ao grande número de derivações do original. Neste modelo a viscosidade turbulenta é modelada por meio do cálculo da equação de transporte para a energia cinética turbulenta, \bar{k} , e da dissipação turbulenta, ε , usando a relação mostrada na Equação 2.11, onde C_μ é uma constante. Em teoria, este modelo apresenta limitações quando aplicado para a solução de escoamentos na camada limite (Tannehill et al., 1997).

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{\bar{k}^2}{\varepsilon} \quad (2.11)$$

Modelo RNG k - ε : Este modelo é uma versão modificada do modelo k - ε proposta por Yakhot e Orzag (1986). As equações de transporte para geração de turbulência e dissipação são as mesmas usadas no modelo original e a viscosidade turbulenta é calculada da mesma maneira. A diferença está nas constantes do modelo. Duas constantes do modelo RNG são na verdade variáveis obtidas através da renormalização de grupo das equações de Navier-Stokes para levar em consideração as interações das escalas dissipativas da turbulência no escoamento.

Modelo k - ω : Proposto por Kolmogorov em 1942 (Tannehill et al., 1997) e posteriormente aperfeiçoado por Wilcox (1994) baseia-se na solução de uma equação de transporte para computar a taxa de dissipação turbulenta específica, ω . Esta equação é usada em conjunto com o cálculo da equação de transporte para a energia cinética turbulenta, \bar{k} , para obter a viscosidade turbulenta através da relação mostrada na Equação 2.12. Em teoria, este modelo apresenta a vantagem de ser possível obter uma solução numérica do escoamento na camada limite (Tannehill et al., 1997). No entanto, este modelo propaga de forma excessiva a turbulência da camada limite para o escoamento livre (Menter, 1992).

$$\mu_t = \rho \frac{\bar{k}}{\omega} \quad (2.12)$$

Modelo SST: Desenvolvido por Menter (1994) para suprir a deficiência do modelo $k-\omega$ fora da camada limite, o modelo *SST (Shear-Stress Transport – Transporte de tensão cisalhante)* consiste em um acoplamento do modelo $k-\omega$, que é aplicado para as regiões próximas a superfícies, com o modelo $k-\varepsilon$, aplicado para as regiões internas do escoamento, através de uma função acopladora. O modelo utiliza uma função que limita a tensão cisalhante turbulenta que é gerada na camada limite e transportada para o escoamento livre. Isto evita níveis excessivos de tensão cisalhante turbulenta no escoamento.

Outra abordagem para solucionar o termo turbulento das equações, é resolver equações de transporte para cada um dos fluxos turbulentos. Esta técnica dá origem a modelos de turbulência chamados de modelos de tensões de Reynolds (Tannehill et al., 1997).

No processo de geração das equações de transporte para os fluxos turbulentos, originam-se termos que envolvem momentos estatísticos de terceira ordem. Isto porque, ao se desenvolver novas equações de transporte é sempre criado um novo termo de ordem maior. Isto é conhecido como problema de fechamento da turbulência. Um artifício usado para resolver os novos termos é a utilização de relações de proporcionalidade e a solução de uma equação complementar de transporte, normalmente ligada a dissipação da turbulência. Muitos modelos foram desenvolvidos ao longo dos anos seguindo esta filosofia, sendo os dois principais descritos a seguir.

Modelo SSGRS: Desenvolvido por Speziale, Sarkar e Gatski (1991), o modelo *SSGRS (Speziale-Sarkar-Gatski Reynolds Stress)* resolve seis equações do transporte para as tensões turbulentas das equações de momentum e uma adicional para dissipação turbulenta (ε) de forma a fechar o sistema de equações.

Modelo BSLRS: Formulado por Menter (1994), o modelo *BSLRS (Baseline Reynolds Stress)* resolve, assim como o *SSGRS*, as seis equações do transporte as tensões turbulentas das equações de momentum e uma equação adicional que envolve o uso do acoplamento entre a equação para a taxa de dissipação específica da turbulência (ω), usado próximo a superfícies, e a dissipação turbulenta (ε) para as

regiões interiores do escoamento. Esse artifício permite que este modelo explore as qualidades de ambas as formulações para a dissipação nas regiões onde são mais apropriadas.

Os modelos de tensões de Reynolds têm custo computacional elevado, já que apresentam um número elevado de equações de transporte adicionais, mas permitem computar a anisotropia da turbulência que pode ser muito importante em certos escoamentos, como por exemplo, em simulações de combustão e mistura de componentes. Na prática, para a maioria dos escoamentos industriais não há grande vantagem em se usar modelos de tensão de Reynolds, pois os benefícios observados são muito pequenos comparados ao acréscimo no custo computacional (ANSYS CFX 14.0, 2011).

2.1.2. Tratamento próximo a superfícies

Outro aspecto na solução das equações *RANS* é a camada limite formada da interação do escoamento com uma superfície, esquematizada na Figura 2.6, que para grandes números de Reynolds, é caracterizada por altos gradientes das variáveis. Na figura Δy representa a distância normal à parede da região do escoamento avaliado e u_∞ é a velocidade do escoamento livre da influência da parede.

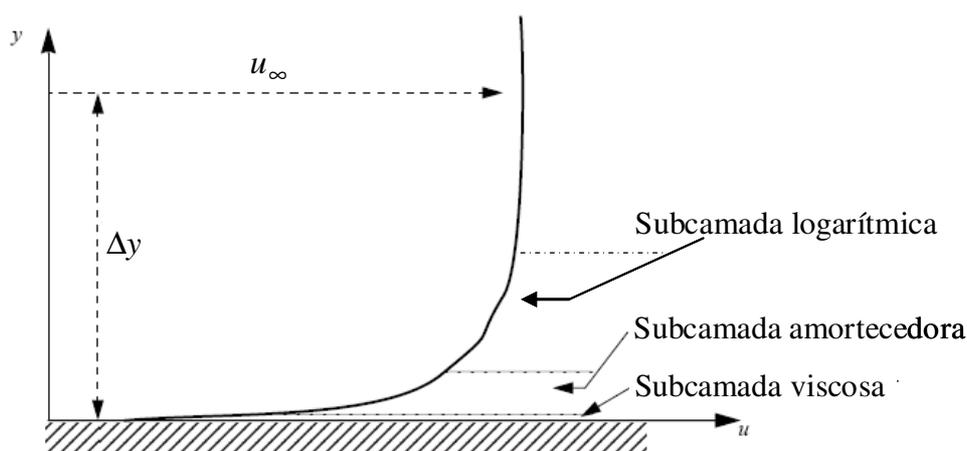


Figura 2.6 – Camada limite próximo a uma superfície sólida (Fonte: ANSYS CFX 14.0, 2011).

Duas das abordagens mais usadas para modelar a camada limite são (Versteeg e Malalasekera, 2007):

Método de baixo número de Reynolds: no qual são solucionadas as equações de transporte até a superfície utilizando malhas muito refinadas nesta região. Isto permite que os fortes gradientes das variáveis sejam capturados com qualidade. Note que o nome do método não se refere ao número de Reynolds de escoamento, mas ao número turbulento de Reynolds local, que é função da distância normal à superfície até a posição analisada.

Método da função de parede: no qual são usadas relações algébricas e empíricas para inferir os parâmetros do escoamento no primeiro elemento de malha próxima da parede. Tem a principal vantagem de simular a camada limite usando uma malha relativamente grosseira, levando a uma economia computacional substancial sem grande comprometimento do resultado da simulação.

Os métodos de função de parede são os mais usados em códigos comerciais, devido à ótima relação entre custo computacional e qualidade de resultados (ANSYS CFX 14.0, 2011). Mas para que sejam aplicados, é necessário determinar a posição normal à superfície do primeiro elemento de malha, para determinar em qual subcamada esta localizada na camada limite. Isto é obtido por meio da distância adimensional de parede, y^+ , definida nas Equações 2.14 e 2.15. Ela fornece um valor de distância adimensional que pode ser usada para determinar a localização do elemento de malha em relação as subcamadas da camada limite, mostrada na Figura 2.6. Os limites para os valores de y^+ são de $0 \leq y^+ \leq 5-7$ para a subcamada viscosa (laminar), $5-7 \leq y^+ \leq 30$ para a subcamada amortecedora (região de transição entre laminar e turbulento) e $y^+ > 30$ para a subcamada logarítmica (turbulenta) (Tannehill et al., 1997).

$$y^+ = \frac{\rho \Delta y u_\tau}{\mu} \quad (2.13)$$

$$u_\tau = \left(\frac{\tau_w}{\rho} \right)^{1/2} \quad (2.14)$$

Sendo u_τ a velocidade de fricção, τ_ω a tensão de cisalhamento na superfície e Δy a distância perpendicular do ponto avaliado à superfície da parede

Dentre os vários métodos de função de parede desenvolvidos, destacam-se:

Método escalonável (*Scalable*): Desenvolvido à partir do método de Launder e Spalding (1974), define, para $y^+ > 11,067$, uma relação logarítmica entre a velocidade tangencial próxima à superfície e a tensão de cisalhamento na superfície, τ_ω , na subcamada logarítmica. Para evitar que valores baixos sejam usados, o valor do y^+ é limitado a um mínimo de 11,067. Este artifício reduz erros provenientes de uma malha arbitrariamente refinada próxima da parede que colocariam pontos de malha dentro da subcamada viscosa (Grotjans e Menter, 1998).

Método Automático: Desenvolvido para modelos de turbulência que usam ω para o cálculo da dissipação da turbulência, apresenta formulações das subcamadas viscosa e logarítmica, usando, através de ponderação simples, a mais apropriada em função da malha local. A principal vantagem desta formulação é que a subcamada viscosa é levada em consideração de uma forma simples e com baixo custo computacional (ANSYS CFX 14.0, 2011).

Enquanto a função de parede escalonável permite um refinamento de malha consistente, ela é baseada em uma hipótese física que é problemática, a omissão da subcamada viscosa. Especialmente para escoamentos em números baixos de Reynolds, isto pode causar erros de 10% ou mais na vazão em massa do escoamento em um duto, devido à influência da porção viscosa da camada limite (Vieser *et al.*, 2002).

2.1.3. Condições de contorno

As condições de contorno ou de fronteira fecham o sistema de equações relacionadas ao escoamento nos limites do domínio de solução.

As condições mais comumente definidas são (ANSYS CFX 14.0, 2011):

Entrada: A condição de entrada é a condição de contorno que define a pressão, temperatura, propriedades, quantidade, direção e sentido do fluido que entra no domínio. Ela também contempla as informações sobre as flutuações turbulentas e perturbações que estão presentes no escoamento nesta fronteira, que podem ser fornecidas por meio da intensidade turbulenta, definida pela Equação 2.16, onde \bar{u} é a velocidade média do escoamento e \bar{u}' é o desvio padrão da flutuação da velocidade em um dado período de tempo.

$$I = \frac{\bar{u}'}{\bar{u}} \quad (2.15)$$

Saída: A condição de saída é a condição de contorno que define a magnitude, direção e sentido do fluido que sai do domínio. Devem ser especificadas em regiões onde não se espera recirculações e gradientes adversos de pressão, preferencialmente na região onde o escoamento esteja plenamente desenvolvido.

Abertura: A condição de abertura é usada quando pela fronteira espera-se entrada e/ou saída de fluido. É necessário especificar as condições de pressão e temperatura externas ao domínio de solução. Apesar de mais geral, a condição de abertura é menos robusta numericamente do que a condição de saída, por permitir muita liberdade ao escoamento.

Parede: A condição de contorno de parede define fronteiras onde ocorre interação do escoamento com uma superfície sólida. Esta condição pode ser definida como sendo sem escorregamento (velocidade tangencial igual à zero na interface sólido/líquido) ou com escorregamento (sem restrição à velocidade tangencial na interface).

Simetria: A condição de simetria define os gradientes das grandezas do escoamento, normais ao plano de simetria, como sendo nulos. Esta condição é usada somente quando

ambos o escoamento e a geometria permitem, e reduz significativamente o domínio de solução e, conseqüentemente, a malha numérica e o custo computacional da simulação.

Periodicidade: A condição de periodicidade é aplicada a duas fronteiras de formas equivalentes, definido uma conexão direta entre as duas. É aplicada quando há repetição de padrões geométricos e de escoamentos ao longo do domínio de solução, fornecendo uma redução significativa do custo computacional da simulação, devido à redução do domínio e malha de solução.

Fontes: A condição de fonte pode ser definida em qualquer região do domínio, podendo ser um ponto, superfície ou volume. Representa a geração ou destruição de qualquer quantidade presente no escoamento.

2.1.4. O método dos volumes finitos

Em programas comerciais de *CFD* com penetração industrial, como o CFX, o método dos volumes finitos (MVF) é largamente empregado na solução do conjunto de equações resultantes. O conceito chave usado durante toda a formulação do MVF é o princípio de conservação de uma determinada quantidade física expressa pelas equações de transporte sobre qualquer volume finito, também denominado volume de controle (Versteeg e Malalasekera, 2007).

O domínio é discretizado em um conjunto de volumes de controle não sobrepostos, podendo ser irregulares no tamanho e na forma. Os valores de uma variável ϕ são armazenados no centróide dos volumes de controle chamados de nodos, que podem estar localizado nos vértices dos elementos da malha, para o caso de uma discretização centrada no vértice, ou no centroide dos elementos de malha, para o caso de uma discretização centrada no elemento. As equações discretizadas da variável dependente ϕ são obtidas integrando a equação de transporte sobre cada um dos volumes de controle no domínio (Versteeg e Malalasekera,

2007). O programa ANSYS CFX 14.0 (2011), empregado neste trabalho, utiliza uma discretização centrada nos vértices.

O processo de discretização torna-se mais conveniente reconhecendo-se o fato que todas as equações de transporte relevantes possuem uma forma comum, isto é, a forma da equação genérica de transporte. A Figura 2.7 ilustra uma malha típica, em que se apresenta o volume finito, que é representado pela área sombreada, para o caso de uma discretização centrada no vértice.

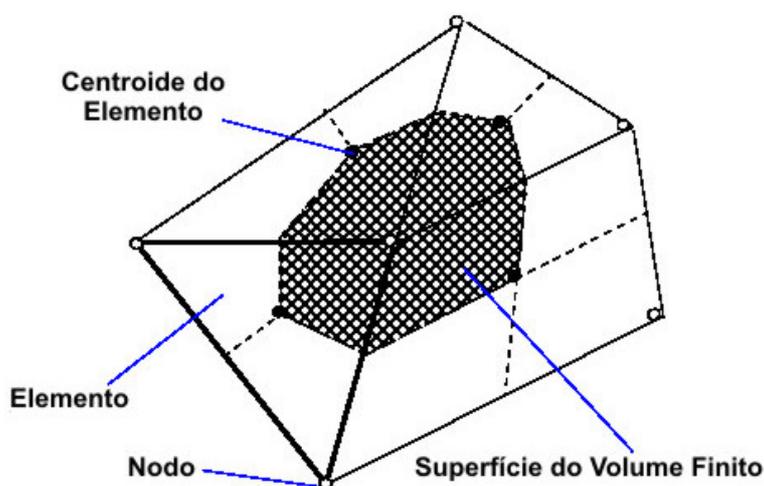


Figura 2.7 – O volume finito (Fonte: ANSYS CFX 14.0, 2011).

O primeiro passo para resolver numericamente as equações contínuas é aproximá-las usando funções discretas. Considerando um elemento de malha isolado, como o mostrado na Figura 2.8, os fluxos de superfície devem ser representados de maneira discreta nos pontos de integração para completar a conversão da equação contínua na forma discreta. Os pontos de integração, ipn , ficam situados no ponto médio de cada segmento de superfície do elemento tridimensional, que cerca o volume finito.

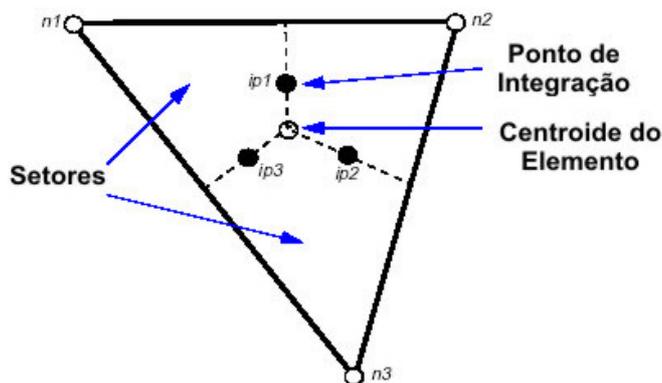


Figura 2.8 – Elemento de malha isolado (Fonte: ANSYS CFX 14.0, 2011).

As equações resultantes apresentam quantidades derivadas e produtos não lineares de incógnitas que devem ser discretizadas de modo a se obter um sistema de equações algébricas. As discretizações são obtidas por meio da aplicação de esquemas numéricos nos termos das equações. A tarefa dos esquemas de discretização é fazer aproximações baseadas em uma expansão em séries de Taylor para funções contínuas. A ordem de um esquema é definida como sendo a ordem de truncamento da série de Taylor desenvolvida na obtenção do esquema. Os esquemas são divididos em espacial e temporal devido à aplicabilidade de cada um. A seguir são apresentados alguns dos principais esquemas utilizados no MVF.

Esquema de discretização espacial das diferenças centradas: é um esquema de segunda ordem, onde os termos são discretizados ponderando-se todos os pontos adjacentes igualmente. Por ser um esquema difusivo de boa precisão (segunda ordem) ele é aplicado aos termos difusivos das equações de transporte. Devido à sensibilidade a malha, não é recomendável tratar os termos advectivos com este esquema devido a possíveis erros de oscilações numéricas que podem ser causados por mau dimensionamento da malha para certos escoamentos (Versteeg e Malalasekera, 2007).

Esquema de discretização espacial *Upwind*: é um esquema de primeira ordem. Os termos são discretizados ponderando apenas o nó adjacente seguindo a direção do escoamento. Em malhas desalinhadas, como é um esquema apenas de primeira ordem, a incerteza é grande, só sendo aplicável a estimativas grosseiras. O esquema é muito robusto, mas devido às características, é recomendável somente

aos termos advectivos das equações de transporte (Versteeg e Malalasekera, 2007).

Esquema de discretização espacial de alta resolução: desenvolvido por Barth e Jaspersen (1989), insere no esquema *Upwind* de primeira ordem um termo de correção numérica da advecção, que pode ser interpretado como um fluxo anti-difusivo. O uso do termo de correção é ponderado por um fator limitador, β_{ip} , multiplicado ao termo, que é computado localmente buscando o valor mais próximo de 1 em que a matriz resultante seja diagonalmente dominante. Quando β_{ip} é igual a 0 o esquema se torna de primeira ordem, quando β_{ip} é igual a 1 o esquema se torna formalmente de segunda ordem.

Esquema de discretização temporal de Euler: neste esquema os termos são discretizados ponderando o valor da variável no nó entre o tempo presente e o(s) anterior(es). Para uma discretização de primeira ordem é usado apenas o tempo imediatamente anterior. Para uma discretização de segunda ordem são usados os dois tempos imediatamente precedentes. O esquema de Euler é um esquema totalmente implícito, ou seja, que depende apenas de tempos anteriores, o que torna incondicionalmente estável (Versteeg e Malalasekera, 2007).

Em regime permanente o termo transiente é tratado com o esquema de Euler de primeira ordem e é usado como um termo acelerador de convergência, sendo aplicado um falso avanço no tempo, Δt , como parâmetro de aceleração que guia a solução das equações, de maneira física, ao regime permanente da solução. Este artifício reduz o número de interações necessárias para que a convergência seja alcançada (Versteeg e Malalasekera, 2007).

As equações obtidas após a discretização do sistema são intrinsicamente acopladas porque a pressão, que aparece nas equações de momentum, não apresenta uma equação evidente para sua solução (Versteeg e Malalasekera, 2007).

Para solucionar o sistema de equações é necessário fazer um arranjo da malha computacional, determinando a posição relativa entre as componentes do vetor velocidade e a pressão. Muitos

arranjos são possíveis, mas, para sistemas coordenados ortogonais, apenas dois deles são empregados: o arranjo co-localizado e o arranjo desencontrado.

Arranjo de malha co-localizado: todas as variáveis estão localizadas e armazenadas, conjuntamente no centro do mesmo volume de controle. Patankar (1980) discutiu que o uso de arranjos co-localizados pode levar a um campo de pressão não acoplado. Rhie e Chow (1982) propuseram uma discretização alternativa para o escoamento evitando o não acoplamento, e esta discretização foi modificada por Majumdar (1988) para remover a dependência da solução em regime permanente do passo no tempo. Esta estratégia de discretização é usada aplicando uma equação similar a do momentum a cada ponto de integração, obtendo uma expressão para a velocidade de advecção em cada ponto de integração.

Arranjo de malha desencontrado: as componentes do campo de velocidade são armazenadas nas faces dos volumes finitos e a pressão é armazenada nos centros dos volumes. Possuem a vantagem de apresentar um forte acoplamento entre pressão e velocidade, uma vez que os gradientes da primeira coincidem com a posição de armazenamento da segunda. Entretanto o uso deste arranjo aumenta significativamente a complexidade da construção do algoritmo (Maliska, 1995).

Depois de aplicado o arranjo apropriado é necessário solucionar o sistema de equações. Isto é possível através de duas metodologias: solução segregada ou solução acoplada.

Metodologia segregada: emprega uma estratégia de solução onde as equações do momentum são solucionadas com um campo de pressão estimado, e depois uma equação de correção para a pressão é obtida. Devido à natureza estimativa-correção desta metodologia, um número grande de iterações e uma seleção muito criteriosa dos parâmetros de sub-relaxação para as variáveis, no caso de regime permanente, são tipicamente necessários (Maliska, 1995).

Metodologia acoplada: soluciona as equações hidrodinâmicas como um único sistema. A solução de cada conjunto de equações consiste de duas operações numéricas

intensas para cada passo no tempo. Primeiramente as equações não lineares são linearizadas, obtendo os coeficientes iterativamente, e inseridas na matriz principal. Posteriormente as equações lineares são solucionadas, obtendo a solução das equações iterativamente (Maliska, 1995).

A solução do sistema discreto de equações linearizadas é através de um método numérico iterativo, onde a cada iteração o resíduo máximo ou *RMS (Root Mean Square)*, para cada variável, é comparado ao critério para a convergência. Uma vez que o resíduo se torna menor ou igual ao critério de convergência usado, o cálculo é encerrado. Um valor para o critério de convergência para o resíduo *RMS* igual ou menor a 10^{-4} é considerado aceitável para a maioria das simulações industriais (ANSYS CFX 14.0, 2011).

Sozinhas, soluções iterativas tendem a ter uma queda rápida de desempenho com o aumento do número de elementos da malha computacional. Esta queda de desempenho se dá porque uma solução iterativa só é eficiente na redução dos erros que têm a ordem do comprimento dos elementos da malha (ANSYS CFX 14.0, 2011).

O desempenho da solução é muito aprimorado com o emprego de uma técnica chamada *Multigrid* (Brandt, 1977). O processo envolve executar as primeiras iterações na malha original e empobrecer, ou seja, aumentar o tamanho dos elementos da malha para iterações posteriores. Para prevenir a necessidade de gerar diferentes malhas para a mesma geometria é usado o método *Multigrid* algébrico (Raw, 1996) que forma um sistema de equações discretas para uma malha grosseira através da soma das equações da malha original. Isto resulta em um empobrecimento virtual do espaçamento da malha durante a iteração, e o retorno à malha original obtendo uma solução precisa. O uso desta técnica melhora significativamente a taxa de convergência.

2.2. Verificação e validação de simulações CFD

A Validação de uma simulação *CFD*, definida pela maioria dos usuários, é um processo no qual se comparam os resultados das simulações com os dados experimentais, considerando

apenas a incerteza experimental. Se os resultados dos cálculos se encontram dentro da faixa de variação da incerteza experimental, a simulação está validada. Se não, ajustes são realizados nos parâmetros da simulação ou uma curva de calibração é determinada. Para muitos ainda, uma comparação qualitativa entre resultados numéricos e experimentais, normalmente através de gráficos ou figuras de gradientes, é suficiente para considerar uma simulação validada caso o comportamento das variáveis analisadas seja similar.

Por outro lado, a comunidade de especialistas em *CFD* sempre advogou a tese de que o avanço dessa técnica na engenharia em geral e, principalmente, nas áreas mais sensíveis com relação à segurança, como por exemplo, a aeronáutica e nuclear, só se efetivaria com adoção de padrões rígidos de avaliação da incerteza dos resultados e a adoção de critérios quantitativos para a validação (Oberkampf e Trucano, 2000; Stern et al., 2001). Assim, entidades de cunho técnico e científico, como a *American Society of Mechanical Engineers – ASME*, *American Institute of Aeronautics and Astronautics – AIAA*, entre outras, começaram a concentrar esforços nesse sentido com a publicação de regulamentos, guias e mesmo políticas que tornavam obrigatórias avaliações de incerteza numéricas dos resultados de cálculos *CFD* para publicação.

A primeira dessas iniciativas foi a declaração do *Journal of Fluids Engineering*, publicado pela *ASME*, em 1986, de que não mais aceitaria trabalhos com resultados de cálculos *CFD* sem qualquer tipo de avaliação do erro numérico (Roache et al., 1986). Ela não especificava nenhum procedimento para isso, apenas sugeria a utilização do método da Extrapolação de Richardson (*RE – Richardson Extrapolation*) para avaliar o erro de discretização. Outras se seguiram, como a publicação, pela *AIAA*, do *Guide for Verification and Validation of Computational Fluid Dynamics Simulations* (*AIAA*, 1998).

Como resultado destas iniciativas, ficou consolidada a definição para os processos de Verificação e Validação (V&V) conforme apresentado a seguir (*ASME*, 2009):

Verificação – código: é o processo no qual é avaliado se o conjunto de equações adotado no modelo numérico está sendo resolvido de forma correta pelo código. Esta etapa é realizada pelo desenvolvedor do programa que deve garantir que todas as funções

e sub-rotinas do código estão funcionando apropriadamente, e que todos os termos das equações e algoritmos de solução foram implementados de forma correta. Em códigos comerciais é assumido que esta etapa foi realizada extensivamente pelo fornecedor e que a ampla aplicação do programa na comunidade técnica ao longo de anos, minimizam a probabilidade de erros na programação. Isto é especialmente verdadeiro no que se refere aos modelos e equações resolvidas na solução do escoamento em grades espaçadoras, que envolvem a solução dos modelos mais comumente aplicados em simulações *CFD*.

Verificação – solução: é o processo no qual é avaliada a qualidade matemática da solução obtida no uso da ferramenta *CFD* para uma determinada simulação. O objetivo desta etapa é avaliar e quantificar as incertezas inerentes ao processo de simulação iterativa devido a diversas fontes do processo de solução numérica. Estas fontes de incertezas são devidas principalmente do arredondamento dos valores numéricos na simulação, procedimento de solução iterativa das equações e a discretização no espaço e no tempo.

Validação: é o processo que requer resultados experimentais, no qual é avaliado quantitativamente o quanto o procedimento numérico se aproxima de um resultado experimental considerando as incertezas numéricas e experimentais. Em linhas gerais, estes processo avalia o modelo quanto a sua capacidade de reproduzir com qualidade o comportamento real de um escoamento.

A preocupação com a consolidação de padrões rígidos para a avaliação numérica levou ao desenvolvimento de novas técnicas, principalmente para os casos em que a extrapolação de Richardson não é eficaz (Celik et al, 2008, Eça e Hoekstra, 2008, Roache, 2009).

O último marco deste processo se deu com a publicação da norma *ASME V&V 20* (ASME, 2009). Ela representa a mais recente tentativa de consolidação de um conjunto criterioso e bem detalhado de procedimentos, cujo objetivo é padronizar a avaliação da incerteza e critérios para a validação de simulações *CFD*.

Na área nuclear, a V&V tem ganhado muita importância devido às exigências da área em relação à qualidade e confiabilidade dos resultados (Menter, 2002, Nuclear Energy Agency, 2007).

Apesar de haver mais de uma década de pesquisa e desenvolvimento na área de V&V de simulações *CFD*, os procedimentos estão longe de ser um consenso, sendo este um assunto em pleno desenvolvimento na comunidade científica. Como um processo meramente matemático, muitos dos usuários de *CFD*, especialmente na indústria, têm muita resistência a sua aplicação. No entanto, o uso destes procedimentos é uma tendência de avanço natural na área de simulação *CFD*, necessária para a garantia da qualidade e confiabilidade nos resultados obtidos das simulações.

2.3. O estado da arte

Nas páginas seguintes é apresentada a Tabela II.3 onde são resumidos, de forma compacta, os trabalhos mais relevantes disponíveis na literatura, seguido de uma análise dos principais aspectos destes trabalhos.

Tabela II.2 – Resumo compacto dos trabalhos disponíveis na literatura.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
1972	K. Rehme / INRK (Alemanha)	COR	DP	SEM	-	12 / - / - / 940	3 - 300	<p>Neste trabalho foi estabelecida uma das primeiras correlações semi-empíricas para a perda de pressão em grades espaçadoras sem dispositivos de mistura:</p> $\Delta p_g = (5 + 6,133Re_g^{-0,789}) \left(\frac{A_{pg}}{A_t}\right)^2 \frac{\rho}{2} U^2 \quad (2.16)$ <p>Foi observado que para $Re_g > 5 \times 10^4$ a perda de carga se torna quase independente de Re_g.</p>
1973	J. Marek, K. Maubach, K. Rehme / INRK (Alemanha)	COR	DP / DT	-	3x3 4x4 / Helio	19-17,4 / 24,4-22,3 / - / 3660	10 – 300	<p>Através de medições de perda de carga, temperatura e dados da literatura, foi definido um limite superior para o fator de atrito em feixes com arranjo quadrado:</p> $\lambda/\lambda_d = [1,04 + 0,06(p/d - 1)](T_W/\bar{T})^{0,5}$ $1/\lambda_d = 2,035lgRe\sqrt{\lambda_d} - 0,989 \quad (2.17)$ <p>Válido para $p/d < 2$ e $Re_g = 10^5$.</p>
1973	D. S. Rowe; C. C. Chapman / BATTELLE (EUA)	-	LDV	SEM	3x2,5 / água	25,4 / 31,75 / 1092,2 / 1981,2	100	<p>As medições locais das flutuações e velocidades axiais e laterais após a grade espaçadora mostraram que há um aumento da intensidade turbulenta próxima a grade. À medida que se afasta da grade a turbulência oscila de intensidade até voltar ao nível desenvolvido a $18 D_h$ da grade. A macroescala turbulenta aumenta linearmente de $\sim 0,15 D_h$ junto a grade para $\sim 0,4 D_h$ do escoamento totalmente desenvolvido a $47 D_h$. Foi encontrada fraca dependência da turbulência com o número de Reynolds.</p>

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
1974	Rowe, D. S.; Johnson, B. M.; Knudsen, J. G. / BATTELLE (EUA)	-	LDV	-	3x2,5 / água	-	50 - 200	As medições das flutuações da velocidade axial e lateral em um banco de feixes sem grade espaçadora mostraram que a relação passo-diâmetro de vareta é o parâmetro que mais afeta a estrutura do escoamento neste caso. A intensidade turbulenta axial medida foi ~40% maior do que a lateral mostrando alta anisotropia do escoamento. Não foi observada correlação entre intensidade turbulenta e <i>Re</i> .
1982	S. C. Yao; L. E. Hochreiter; W. J. Leech / Westinghouse (USA)	COR	-	SEM AS	-	-	-	Com base em vários dados experimentais de outros autores e usando a analogia entre a transferência de momento e calor foi formulado uma relação semi-empírica para o incremento na transferência de calor para feixes com grades espaçadoras com e sem aletas: $\left(\frac{Nu}{Nu_0}\right) = \left[1 + 5,55 \left(\frac{A_{pg}}{A_l}\right)^2 e^{-0.13(x/D_h)}\right] \left[1 + \left(\frac{A_{pa}}{A_l}\right)^2 tg^2\phi e^{-0.034(x/D_h)}\right] \quad (2.18)$
1987	K. Rehme / INRK (Alemanha)	REV	-	-	-	-	-	Neste trabalho é feito um resumo dos principais trabalhos experimentais realizados sobre as características turbulentas em feixes de varetas. É destacada a grande anisotropia do processo de transporte turbulento entre subcanais, que é governado por instabilidades no escoamento paralelo ao canal e não estão associadas aos escoamentos secundários causados pelos gradientes das tensões de Reynolds.

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
1989	Z. Guifang; C. Zuti; Z. Demei / SCRER (China)	-	TRA	SEM	15x15 / água	10 / 13,3 / 407-355 / 1850	21,2 - 43,7	<p>Usando traçadores químicos foi observado que uma grade espaçadora sem dispositivos de mistura tem pouca influência sobre a turbulência média do escoamento passando por um feixe de varetas. Foi ainda obtida uma correlação para a difusividade turbulenta (ε) após a grade:</p> $\varepsilon = 0,0072vRe^{0,9} \quad (2.19)$ <p>Que, comparada a resultados de outros autores, apresentou boa concordância.</p>
1991	Y. F. Shen; Z. D. Cao; Q. G. Lu / Uni Xi'an (China)	-	LDV	AS (0°-35°)	4x4 / água	6 / 8,25 / 643 / 1200	14,2	<p>Medidas de velocidades secundárias mostraram que o escoamento rotacional não simétrico, observado no subcanal central do arranjo, leva a uma inversão do sentido de escoamento lateral pouco após a grade. Devido à dissipação causada pela inversão, próximo a grade a velocidade secundária decresce rapidamente, suavizando a medida que se afasta. Grades com aletas inclinadas de 0 a 35° foram testadas mostrando que quanto maior o ângulo maior a intensidade de rotação e mais intenso o decréscimo do escoamento secundário. As aletas a 25° apresentaram a melhor relação entre intensidade e dissipação do escoamento secundário.</p>
1994	J. Noailly; P. Imbert / FRAMATOME (França)	REV	LDV / TRA	-	5x5 / água	-	-	<p>O artigo apresenta o desenvolvimento de um elemento combustível avançado, destacando que o componente crítico é a grade espaçadora. Perda de carga, eficiência térmica, limites de potência e segurança estrutural são todos fatores que serão definidos pela grade.</p>

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
1994	F. de Crécy / CEN Grenoble (França)	-	DT	SEM AS	5x5 / freon-12	9,5 / 12,6 / 522 / 3650	-	<p>Medidas de temperatura azimutal a 20 mm do fim da vareta central de um arranjo uniformemente aquecido, mostraram que o <i>DNB</i> ocorre preferencialmente nas posições onde as varetas estão mais próximas para grades sem dispositivos de mistura, preferência que deixa de existir nas grades com. Isto mostra maior homogeneidade na remoção de calor na presença de dispositivos de mistura.</p> <p>O trabalho ainda destaca a dificuldade de se avaliar experimentalmente o real efeito térmico das aletas, principalmente no núcleo do escoamento do subcanal, e como o aquecimento direto das varetas não reflete fielmente o que ocorre de fato no combustível.</p>
1995	S. K. Yang, M. K. Chung / KAERI (Coréia)	COR	LDV / DP	AS (22°)	5x5 / água	9,5 / 12,6 / 640 /	62,5	<p>Foi observado que a taxa de dissipação da turbulência axial após a grade espaçadora pode ser associada dissipação de um escoamento turbulento passando por uma malha ou tela para os primeiros 15 <i>p</i>, seguindo a equação:</p> $\overline{w'w'}/U^2 = 0,04(z/p)^{-1.2} \quad (2.20)$ <p>A turbulência após a grade apresenta maior isotropia e uma elevada intensidade turbulenta que rapidamente se dissipa. Após 10 <i>p</i> a turbulência se eleva devido ao desenvolvimento da turbulência causada pela interação do escoamento com o feixe.</p>

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
1995	M. Imaizumi, T. Ichida, M. Hoshi, H. Kobayashi, T. Yokoyama / Mitsubishi (Japão)	CFD ($k-\epsilon$)	DP / DNB	AS	5x5 (EXP) 2x1 (CFD) / água	-	77 - 500	Medidas de pressão axial e azimutal do escoamento passando por uma grade espaçadora, realizadas ao redor de uma vareta, foram comparadas a simulações CFD para 4 subcanais típicos presentes na grade espaçadora. Testes realizados em duas diferentes grades mostraram ótima concordância para os perfis de pressão medidos. Foi detectado que os apoios e molas influenciam significativamente o escoamento. Testes de DNB foram realizados e os valores do coeficiente de troca térmica mostraram uma boa correlação com a intensidade da velocidade secundária observada nas simulações.
1995	Z. Karoutas, C. Gu, B. Scholin / ABB (EUA / Suécia)	CFD ($k-\epsilon$)	LDV / DP	AS (25°) CS	5x5 (¼ e ½) / água	9,53 / 12,7 / 525 / 600	85	Uma boa concordância foi obtida entre medidas de LDV axial e lateral e de pressão realizadas em dois feixes com grades espaçadoras distintas e resultados numéricos obtidos com o código CFDS-Flow3D em uma malha com 134.144 elementos. O modelo simulado representou ¼ e ½ das grades com aletas AS e CS, respectivamente, sem espessura de parede, apoios e molas e utilizando a condição de periodicidade.
1996 a	S. K. Yang, M. K. Chung / KAERI (Coreia)	COR	LDV / DP	AS (22°)	6x6 / água	9,5 / 12,6 / 600 / -	64	A anisotropia observada no comportamento das flutuações de velocidade após a grade espaçadora levou a uma nova correlação para a dissipação da turbulência lateral válida para até 15 p : $\overline{u'u'}/U^2 = 0,017(z/p)^{-0.84} \quad (2.21)$

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
1996 b	S. K. Yang, M. K. Chung / KAERI (Coréia)	COR	LDV / DP	AS (22°)	5x5 / água	9,5 / 12,6 / 600 / -	62,5	<p>Com base em medidas de velocidade axial foi obtida uma correlação para a mistura entre subcanais e a turbulência ao longo do feixe após a grade espaçadora:</p> $w'/w'_0 = \varepsilon [1 + 3,97558e^{-0,387(z/D_h+0,57)}] / \varepsilon_0 \quad (2.22)$ <p>Esta correlação indica grande mistura até 15 D_h após a grade. Quando comparada a correlação de Yao et al. (1982) para a transferência de calor são observadas as mesmas tendências.</p>
1998	T. H. Chun, D. S. Oh / KAERI (Coréia)	ANA	-	Todas	-	-	-	<p>Baseando-se no balanço das forças hidráulicas, os autores desenvolveram um modelo para prever o coeficiente de perda de carga do escoamento passando por um feixe de varetas e grade espaçadora com ou sem dispositivo de mistura:</p> $K = K_{forma}^{grade} + K_{atrito}^{grade} + K_{atrito}^{feixe} + K_{forma}^{mistura} \quad (2.23)$ <p>Os detalhes para o cálculo usando este modelo é apresentado no Anexo A, já incorporando alterações de In et al. (2002).</p>

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
1999	W. K. In, D. S. Oh, T. H. Chun / KAERI (Coreia)	CFD ($k-\varepsilon$ / RNG $k-\varepsilon$)	-	ASC (20-25°) AW (25°) AS (25°) CTY (12-20°)	1x1 / água	9,53-6 / 12,67- 8,25 / 521 / 565- 1072	14,2- 80	Uma análise <i>CFD</i> de grades espaçadoras foi realizada usando o código CFX-4.2 em malhas de até 41.200 elementos. A geometria das grades simuladas foi simplificada removendo apoios, molas e a espessura das paredes da grade. Quatro grades foram simuladas cada uma com um dispositivo de mistura específico (Split (AS), Swirl (AW), Ripped-Open (ARO) vane e Y-Nozzle (CTY)). Os resultados numéricos para as grades com AS e ARO foram comparados aos experimentos de Karoutas et al. (1995) e Shen et al. (1991), respectivamente, e mostraram boa concordância dos perfis de velocidade lateral e apenas razoável para o axial. Foi confirmado que após 10 D_h da grade a grande turbulência gerada na grade já se dissipou quase completamente. A grade CAN apresentou uma menor mistura e maior perda de carga quando comparada as demais grades.
2000	C. B. Franco, P. Carajilescov / CTMSP - UFF (Brasil)	COR	LDV / DP	SEM	4x4 / água	9,8 / 12,94 / 205,54 / 1195	6-30	Determina relações para o coeficiente de arrasto (K_{forma}^{grade}) em função do número de Re para grades SEM: Subcanal interno: $K_{forma}^{grade} = 11,63Re^{-0,25}$ (2.24) Subcanal de canto: $K_{forma}^{grade} = 11,22Re^{-0,25}$ (2.25)

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
2000	W. K. In, D. S. Oh, T. H. Chun, Y. H. Jung / KAERI (Coréia)	CFD ($k-\varepsilon$)	-	AS (20-40°) AW (25-45°)	1x1 / água	9,5 / 12,6 / 521 / 565	80	<p>O código de <i>CFD</i>, CFX-4.2, foi usado para avaliar o efeito do ângulo das aletas em grades espaçadoras AS e AW. Foram usadas malhas de até 243.000 elementos. Foram usados dois parâmetros para avaliar a mistura provocada pela grade, o fator de mistura por rotação (Swirlflow factor - S_f) e o fator de mistura por escoamento cruzado (Crossflow factor - C_f):</p> $S_f = \int_0^{0,5p} r^2 F_s U dr / 0,5p \int_0^{0,5p} r U^2 dr \quad (2.26)$ $C_f = \left(\int_0^S F_s / U ds \right) / S \quad (2.27)$ <p>Foi observado que as grades AS produzem grandes valores de C_f e S_f próximo a grade que aumentam quase linearmente com o aumento do ângulo da aleta até 35°. O decréscimo de C_f é rápido após a grade, alcançando um valor independente do ângulo em 10 D_h. Já S_f tem um decréscimo mais lento e apresenta um valor independente do ângulo em 20 D_h. A grade AW apresenta um C_f nulo e S_f que aumenta com o aumento do ângulo da aleta até 40°. Ponderando o acréscimo de movimento secundário com o aumento de pressão provocado chegou-se a conclusão que o ângulo ótimo de aleta para grades AS está entre 30° e 35° e para AW entre 35° e 40°.</p>

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10^3]	
2002	K. Ikeda, M. Hoshi / Mitsubishi (Japão)	CFD ($k-\epsilon$)	LDV / DNB	AC	5x5 e 3x3 (DNB) / água e freon-12 (DNB)	9,5 / 12,6 / 460 / 460	250	Foram aplicadas simulações <i>CFD</i> utilizando o código Star-CD em malhas com mais de 2.000.000 elementos, no desenvolvimento de grades de alto desempenho térmico. A metodologia de simulação foi pré-validada comparando dados de perda de carga (menos de 5% de diferença), medidas com <i>LDV</i> (previsão de F_s dentro da faixa de incerteza) e medidas de <i>DNB</i> (boa correlação entre as posições de <i>DNB</i>) para uma grade conhecida. Cinco novas grades foram avaliadas numericamente com respeito à perda de carga e pico de temperatura na superfície das varetas. A grade que provoca fluxo cruzado entre subcanais sem causar colisão do fluxo com as varetas apresentou melhor desempenho e foi escolhida para ser confeccionada e experimentalmente testada. Os experimentos confirmaram o desempenho superior da grade, validando assim a metodologia.
2002	W. K. In, D. S. Oh, T. H. Chun, / KAERI (Coréia)	ANA / CFD ($k-\epsilon$)	-	AS	-	-	-	A formulação de Chun e Oh (1998) foi reapresentada com mínimas alterações, os detalhes deste modelo são apresentados no Anexo A. O código de <i>CFD</i> , CFX-4.2, foi usado para determinar o coeficiente de perda de carga de grades espaçadoras AS. Foram usadas malhas de até 247.000 elementos para simular grades sem apoios, molas e espessura. Foi observado que a simulação superestima a perda de carga da grade enquanto a formulação oferece boa concordância com experimentos.

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
2002	H. L. McClusky; M. V. Holloway; D. E. Beasley; M. E. Conner / Clemson University - Westinghouse (EUA)	-	PIV	AS	5x5 / água	9,5 / 12,6 / 508 / 1700	28	Medidas da velocidade lateral mostraram que as grades com aletas AS produzem um escoamento rotacional centralizado próximo à grade que aproxima da parede da vareta ao se desenvolver. Foi observado que o decaimento da turbulência é comparável ao de um escoamento rotacional em um tubo.
2003	X. Z. Cui; K. Y. Kim / Inha Uni. (Coréia)	CFD ($k-\varepsilon$ / k-w / RS)	-	AS	3x2 / água	9,53 / 12,7 / 600	80	Foram simuladas 5 grades usando o CFX-TASCflow em malhas com 324.000 elementos. Comparando os resultados numéricos com o experimento de Karoutas et al. (1995), modelo $k-\varepsilon$ escolhido como mais adequado. Foi avaliado o efeito da torção das aletas foi avaliado, sendo observado que a torção aumenta o fluxo entre subcanais para valores acima de 25°.
2004	C. P. Tzanos / Argonne N. Laboratory (EUA)	CFD ($k-\varepsilon$)	-	AS	7x7 (1/8) / água	9,96 / 13,64	29	Foi usado o código Star-CD, sendo testados 5 variações do modelo $k-\varepsilon$ em uma malha com 640.000 elementos. Resultados foram comparados com os experimentais e mostraram concordância dentro da incerteza experimental na região afastada da grade para a velocidade. O efeito do bloqueio parcial de um subcanal foi estudado.
2004	K.-Y. Kim; J. W. Seo / Inha Uni. (Coréia)	CFD ($k-\varepsilon$)	-	AS	3x2 / água	9,53 / 12,7 / 580	80	O código CFX-TASCflow com uma malha de 512.000 elementos foi usado. A técnica de otimização RSM foi usada para reduzir o número de simulações e achar o melhor ângulo de torção e inclinação da aleta da grade. Maior torção (40°) e menor inclinação (10°) fornecem a menor perda de carga e maior transferência de calor.

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
2004	K. H. Yoon; H. S. Kang; W. K. In; K. N. Song / KAERI (Coréia)	CFD ($k-\epsilon$)	-	AS	2x2 5x5 / água	9,53 / 12,7 / 508 / 1700	68	O código CFX-4 foi usado com malhas de 39.000 (2x2) e 1.033.032 (5x5) elementos. Os resultados foram aproximaram bem dos resultados experimentais de Karoutas et al. (1995). Foram observados resultados similares no subcanal central entre 2x2 e 5x5. Apesar disto o domínio 5x5 é mais recomendável.
2004	M. V. Holloway; H. L. McClusky; D. E. Beasley; M. E. Conner / Westinghouse (EUA)	-	DP / DT	SEM / AS / CS	5x5	9,5 / 12,6 / 508 / 1700	28- 42	3 grades foram testadas. A grade CS apresentou melhor desempenho térmico e foram obtidas correlações similares a de outros autores para Nu após grades com e sem aletas;
2005	R. L. Campbell; J. M. Cimbala; L. E. Hochreiter / Pennsylvania State Uni. (EUA)	CFD ($k-\epsilon$)	DP / DT	ASC	2x2 (CFD) 7x7 (EXP) / água	9,5 / 12,6 / 508 / 1700	4,75- 26,8	O código Fluent 6 com malhas de 2,5x10 ⁶ elementos foi usado para modelar uma grade com suportes e aletas. Foi observada boa concordância para a temperatura e perda de carga. Correlações similares a de outros autores obtidas.
2005	F. L. Pinheiros / INB (Brasil)	CFD ($k-\epsilon$ RNG)	-	ASC	3x2 / água	- / - / - / 520	-	Foi usado o ANSYS/FLOTRAN com malha de 1x10 ⁶ elementos para modelar uma grade espaçadora.
2005	B. Liu; L. D. Smith; M. E. Conner; M. B. Dzodzo; D. V. Paramonov; Z. E. Karoutas; R. P. Knott; M. Y. Young / Westinghouse (EUA)	REV	-	-	-	-	-	Os códigos Star-CD e CFX foram usados com malha de 6x10 ⁶ elementos para simular o ECN dividindo a simulação em partes e usando a saída de um seguimento como entrada do próximo. A metodologia se mostrou promissora.

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
2005	M. V. Holloway; T. A. Conover; H. L. McClusky; D. E. Beasley; M. E. Conner / Westinghouse (EUA)	-	Filme fino	SEM / AS / CS	5x5 / água	9,5 / 12,6 / 508 / 1700	28-42	Sensor de filme fino foi usado para medir a variação azimutal de Nu próximo de 3 tipos de grade. Variações de +30% a -15% do Nu foram observadas para a grade AS;
2005	Hu Haixiang; Chen Ping / NPIC (China)	CFD (SST)	-	ASC	2x2 5x5 / água	- / - / - / 520	-	Um código próprio foi usado com malhas 817.000 elementos para avaliar o ângulo, altura e espessura de aletas ASC. Foram empregadas técnicas de otimização.
2006	T. Ikeno; T. Kajishima; T. Murata / NFI; uni Osaka (Japão)	CFD (LES)	-	AS / AW	3x2 / água	0,7p / p / - / 24p	4,1-28	Software próprio LES com malha de $\sim 34 \times 10^6$ de elementos foi usado para avaliar a turbulência após 4 grades (2 AW e 2 AS); As grades AS apresentam maior decaimento e menor aumento de mistura.
2006	K. Ikeda; Y. Makino; M. Hoshi / NDC; Mitsubishi (Japão)	CFD (k-ε)	-	ASC	5x5 / água	9,5 / 12,6 / 508 / -	-	O código STAR-CD foi usado com malha de $4,5 \times 10^6$ elementos. Foi observada uma autocorrelação entre velocidade axial e entalpia, confirmada através de comparação com valores experimentais de DNB.
2007	K. Ikeda; M. Hoshi / NDC; Mitsubishi (Japão)	-	LDV	SEM / AS	5x5 / água	9,5 / 12,6 / - / 2200	57	Medição da velocidade lateral e axial ao redor da vareta central. Observado que suportes e molas provocam alterações no escoamento. A $5,1 D_h$ ocorre uma inversão do sentido do escoamento entre subcanais.
2007	J. S. Seo; Y. D. Choi; S. Y. Han; J. S. Ha; J. K. Shin; J. S. An / Uni Korea e Hanzhong (Coreia)	-	LDV	AS / AC	6x6 / água	15,88 / 21,86 / 605,1 / 1900	50	Medição de velocidades laterais e axiais para observar se a distribuição das aletas causa movimentos globais de mistura.

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
2007	C. M. Lee; Y. D. Choi / Uni. Korea (Coreia)	CFD (RS)	-	AS / AC	7x7 15x15 (1/4) 17x17 / água	10,6 / 14,55 / 522 / -	50	O código Fluent foi usado com malhas de $13,2 \times 10^6$ nós (com teste de malha) para simular duas grades. Foi observado que aletas AC são melhores que AS em termos de mistura turbulenta e troca de calor, mas causam maior perda de carga (4,3%). Dados de DP são comparados a extrapolações da correlação de Rehme (1973), com ótima concordância. Testes variando o tamanho do arranjo simulado mostraram que o aumento do arranjo provoca aumentos no DP, I e Nu medidos, o que mostra que simular o arranjo real é importante.
2008	W. K. In; T. H. Chun; C. H. Shin; D. S. Oh / KAERI (Coreia)	CFD ($k-\epsilon$)	-	ASC	4x2 / água e ar	9,5 / 12,83 / 35Dh / -	28 - 42 - 50	O código CFX 10.0 foi usado com malhas de 4 a 6×10^6 nós para simular o fluxo de calor em feixes na condição nominal do reator PWR. Os resultados foram comparados com os experimentos de Holloway et al. (2004), Conner et al. (2005) e Yao et al. (1982). Foi observada grande discordância entre os valores.
2008	S. K. Chang; S. K. Moon; W. P. Baek; Y. D. Choi / KAERI (Coreia)	-	LDV	ASC / AH	5x5 / água	25,4 / 33,12 / 1700 / 4900	48	Usando uma escala 2,6 vezes a real ($d=9,5$; $p=12,6$) foram feitas medição com LDV da velocidade lateral (2412 posições) e axial. Perfis detalhados de dois tipos de grades foram apresentados.
2009	S. Y. Han; J. S. Seo; M. S. Park; Y. D. Choi / Uni Korea (Coreia)	-	LDV	AS / AC	6x6 / água	15,88 / 21,86 / 605,1 / 1900	50	Medição de velocidades laterais e axiais em duas grades em escala de 1,5 vezes o tamanho real mostraram que a grade AC provoca grandes movimentos de rotação por uma distância até 5 vezes maior que a grade AS.

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

Referência		Trabalho		Detalhes da grade				Comentários
Ano	Autores / Origem	TEO	EXP	Tipo* (ângulo)	Arranjo / Fluido	$d/p/L_g/L_t$ [mm]	Re [10 ³]	
2010	C. C. Liu; Y. M. Ferng / INES (Taiwan)	CFD (RS)	-	SEM / ASC (30°)	2 x 2 / água	9,5 / 13 / 50,8 / >1575	28	O código Fluent foi usado com malhas de $1,4 \times 10^6$ nós para simular duas grades com fluxo de calor sendo gerado nas varetas. Foi observado que o movimento secundário do fluido foi capturado com o modelo de turbulência RS e que características anisotrópicas da turbulência foram observadas. Os resultados para a troca de calor foram satisfatórios para a grade sem aletas, mas houve grande discrepância próxima a grade ASC em relação aos dados experimentais de Yao et al. 1982.
2011	Ma Teng-da, Zeng Heyi, Guo Yun / CNST (China)	CFD (SST)	-	ASC (com e sem molas e dimples)	5 x 5 / água	9,5 / 12,595 / 520 / -	-	Dois grades ASC com e sem molas e dimples foram simuladas com malhas com 7×10^6 nós. Foi observado que a presença de molas e dimples na grade altera significativamente o escoamento, especialmente a intensidade turbulenta que tem seu valor aumentado em até 30%.
2011	M. Avramova / Pennsylvania State Uni. (USA)	CFD	-	ASC (22°)	2 x 2 / água	- / - / 545 / -	-	A grade espaçadora FOCUS foi simulada e os dados de movimento secundário obtidos foram usados como dado de entrada para o código de análise por subcanal CTF (COBRA). Os resultados de temperatura nos subcanais mostraram que os dados CFD aprimoraram a acurácia do código CTF 3,6 °C em média.
2012	E.E. Dominguez-Ontiveros, et al. / Texas A&M Uni. E Westinghouse (USA)	-	PIV	ASC	5 x 5 / água	9,5 / 12,6 / 510 / 1784	2 – 16,3	Medição de velocidades laterais e axiais utilizando PIV em uma seção de testes com varetas confeccionadas com teflon especial FEP, que apresenta o mesmo índice de refração da água. Os dados da grade não foram fornecidos para reprodução do trabalho.

ANA = Analítico, COR = Correlação, DP = Perda de pressão, DT = Variação de temperatura, ECN = Elemento combustível nuclear, EXP = Experimento, REV = Revisão, RS = Modelo de tensão de Reynolds, TEO = Teórico, TRA = Traçador, * = conforme Tabela II.1.

É observado um aumento no número de estudos sobre escoamento em grades e feixes de elementos combustíveis na última década, com mais de 27 publicações desde 2000, contra apenas 14 antes deste ano. Nos estudos recentes, as ferramentas *CFD* e *LDV/PIV* têm sido muito utilizadas por estarem se desenvolvendo rapidamente, apresentando, com confiabilidade, novas informações e maior detalhamento sobre a estrutura do escoamento. Existe também uma crescente preocupação em validar as ferramentas *CFD*, com tendência a validação em regime bifásico. É interessante observar que a maioria dos estudos realizados por acadêmicos ou profissionais da indústria nuclear foram realizados utilizando códigos comerciais como CFX, Fluent, Star-CCM+ e Flow-3D, o que indica uma grande confiança do desenvolvimento destes códigos.

Procedimentos numéricos tais como: parâmetros de malha, modelos de turbulência e de parede, condições de contorno (uso de fronteira periódica ou simétrica), ainda necessitam de maiores estudos. Um exemplo claro disto é o uso recorrente do modelo $k-\varepsilon$ na maioria dos estudos, que é teoricamente inadequado para este tipo de simulação devido a sua inabilidade de capturar a grande anisotropia turbulenta presentes no escoamento em feixes após grades espaçadoras. Simulações mais recentes com maiores detalhes têm sido realizadas chegando a malhas com até 4,5 milhões de elementos (Ikeda et al., 2006), malhas com um número de elementos pequeno quando comparado a grandes cálculos *CFD* realizados na atualidade (ANSYS CFX 14.0, 2011).

Existem ainda inconformidades entre resultados de *CFD*, obtidos geralmente de modelos simplificados de experimentos de outros pesquisadores, e resultados experimentais (Liu e Ferng, 2010). Isto se deve a não padronização da análise de resultados, procedimentos de simulação e a falta de informações referentes a dados geométricos e de condições de contorno. Este fato demonstra que a questão ainda não está “fechada” no que se refere a metodologias e procedimentos tanto experimentais como teóricos e que há uma necessidade de padronização.

Os trabalhos em geral mostram que é importante conhecer as estruturas do escoamento de cada grade na avaliação de seu desempenho. No entanto não há consenso em muitas das conclusões dos investigadores e a maioria dos estudos se concentra em grades com

dispositivos de mistura AS. Desta forma pode se concluir que a influência dos parâmetros geométricos da grade e seus dispositivos de mistura ainda necessitam de mais investigação. Aspectos como ângulo de inclinação/torção, espessura e forma dos dispositivos de mistura, além de outros parâmetros ainda pouco explorados como a maneira de distribuir as aletas na grade para direcionamento de fluxo pode ser alvo de novas pesquisas tanto numéricas quanto experimentais.

Estudos em escala, parametrizados e normalizados, tem sido a técnica comum para o levantamento das estruturas e entendimento do escoamento após as grades. Muitos dados obtidos em testes em escala, em sua maioria feixes com 5 x 5 varetas, podem ser extrapolados para as condições/geometrias reais, reduzindo ou eliminando a necessidade de testes integrais.

De forma geral observa-se um crescente interesse pelos fenômenos de micro-escala que ocorrem em um feixe e uma busca por padronização tanto numérica quanto experimental para o auxílio ao desenvolvimento de novos elementos combustíveis nucleares.

O presente trabalho segue a linha das principais pesquisas desenvolvidas para o estudo do escoamento através de grades espaçadoras, onde foram realizados experimentos, com medida de velocidade utilizando um *LDV*, e simulações de *CFD*, utilizando um código comercial. Em relação aos demais trabalhos já desenvolvidos, o presente trabalho inova na análise dos resultados utilizando modernas técnicas de Verificação e Validação de simulações numéricas, uma análise criteriosa da incerteza numérica e experimental e a avaliação de diferentes modelos de turbulência para a simulação de grades espaçadoras. Apesar das técnicas de investigação experimental e numérica utilizadas não serem inéditas, as metodologias desenvolvidas são inovações no Brasil, onde não se tem domínio técnico destas ferramentas. Desta forma, o presente trabalho apresenta um importante avanço tecnológico para o desenvolvimento de combustíveis nucleares para reatores *PWR* no Brasil.

3. Metodologia

Neste capítulo são apresentados os procedimentos experimental e numérico adotados para a avaliação do escoamento de água através de uma grade espaçadora de um elemento combustível nuclear.

Para se definir um procedimento de simulação numérica, foi utilizada como *benchmark* a grade espaçadora presente no trabalho de Karoutas et. al. (1995). Para esta grade estão disponíveis todos os detalhes geométricos e ainda dados experimentais de perfis de velocidade axial e lateral. Usando esta geometria foram realizados estudos de verificação e validação (V&V) baseada na norma ASME V&V 20 (2009). Nestes estudos foram avaliadas as incertezas numéricas devidas à discretização espacial, definidas as características da malha, e determinados os erros envolvidos na utilização de diferentes modelos de turbulência. Com base nos resultados obtidos foi definido um modelo numérico para a simulação de uma grade espaçadora real.

Foram realizados experimentos com água escoando nas pressões e temperaturas próximas da ambiente, em um feixe de 5 x 5 varetas com grades espaçadoras, representativo de um Elemento Combustível Nuclear (ECN) de reator *PWR*. Nestes experimentos foram medidas as velocidades axiais e transversais, utilizando um *LDV (Laser Doppler Velocimeter – Velocimetria por Laser Doppler)*, e a diferença de pressão, utilizando transdutores de pressão. Os resultados deste estudo foram usados para validar o procedimento numérico, que foi aplicado na simulação da grade testada experimentalmente.

3.1. Metodologia Experimental

Os experimentos foram realizados no Circuito Água-Ar (CAA) do Laboratório de Termo-hidráulica do Centro de Desenvolvimento da Tecnologia Nuclear (CDTN), mostrado na Figura 3.1, que foi adaptado para a realização de experimentos com água escoando em feixes representativos de Elementos Combustíveis Nucleares (ECN) de reatores *PWR*.

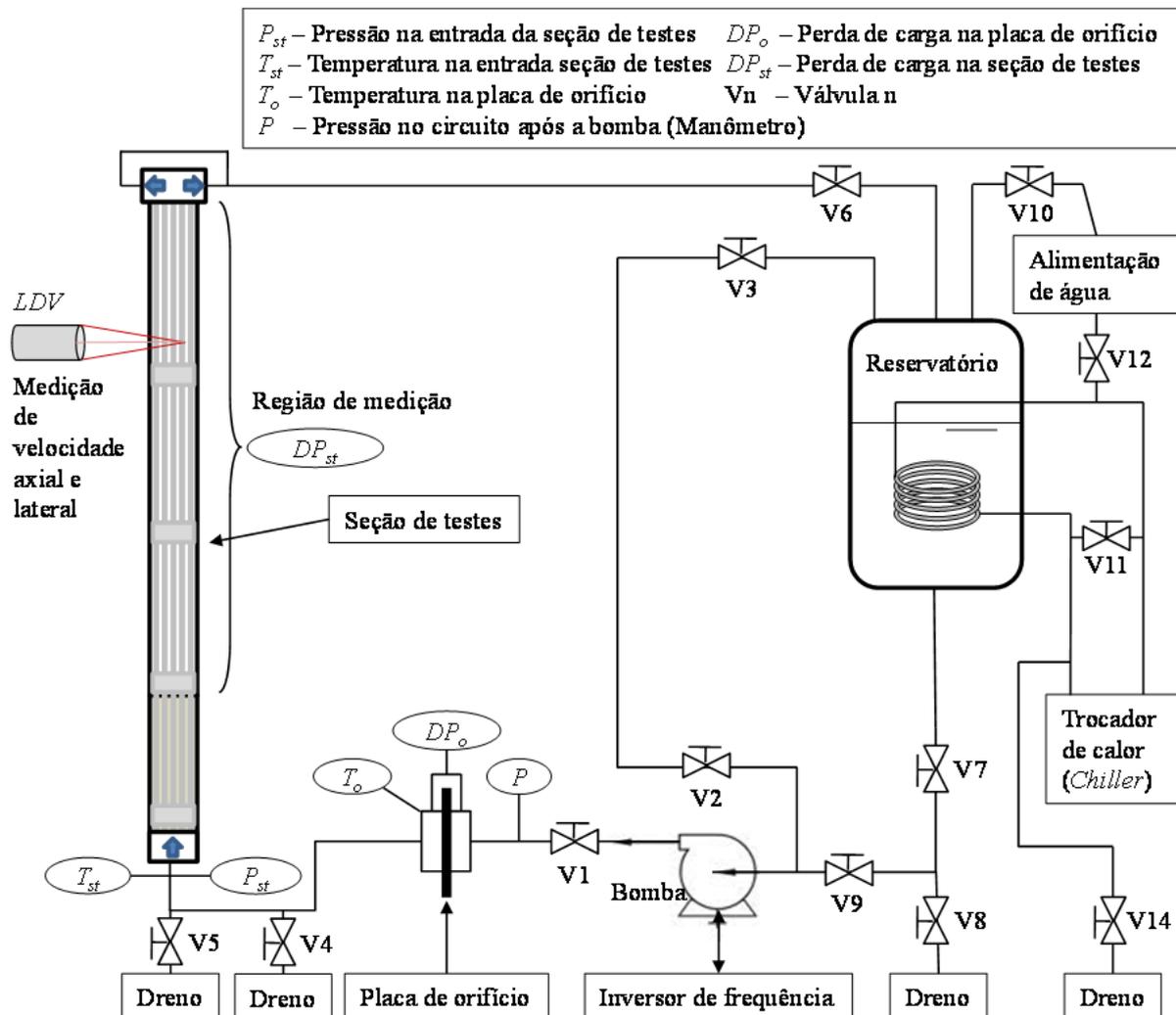


Figura 3.1 – Circuito Água-Ar (CAA) usado nos testes fluidodinâmicos com água.

Um fluxograma do CAA também é mostrado na Figura 3.1. Uma bomba de 15 HP (50 mca) propõe água de um reservatório com capacidade de 1000 litros na vazão de até 12 kg/s à seção de testes. A temperatura da água no reservatório é mantida no valor desejado por um sistema de refrigeração (*Chiller*) que remove o calor cedido pela bomba. As vazões da água foram obtidas por meio das medidas das perdas de pressão (DP_o) em placa de orifício. A temperatura da região da placa de orifício (T_o) é monitorada através de um termopar tipo J, para uso na determinação das propriedades da água para o cálculo da vazão. Na entrada da seção de testes é monitorada a pressão P_{st} , por meio de um transmissor de pressão, e a temperatura T_{st} também por um termopar tipo J. Um manômetro posicionado a montante da placa de orifício é usado para verificação de segurança da pressão no circuito (P).

3.1.1. Seção de testes

A seção de testes, mostrada na Figura 3.2, é constituída de um envoltório de seção quadrada contendo um feixe de varetas em arranjo quadrado 5 x 5. O feixe corresponde à seção central do ECN contendo quatro grades espaçadoras. A seção de testes apresenta duas laterais e a tampa superior em acrílico, para permitir o acesso óptico dos feixes laser do medidor de velocidade *LDV*. Em uma das laterais de aço inox foram confeccionadas dez tomadas de pressão com sistema de engate rápido que permitem o levantamento da perda de carga ao longo do feixe. A Tabela III.1 apresenta os dados dimensionais e as respectivas incertezas.

Tabela III.1 – Dados da seção de testes.

Dimensão	Valor [mm]	Incerteza [mm]
L_t	2350	1
L_v	1850	1
L_c	200,0	0,5
L_g	523,0	0,5
H	68,35	0,4

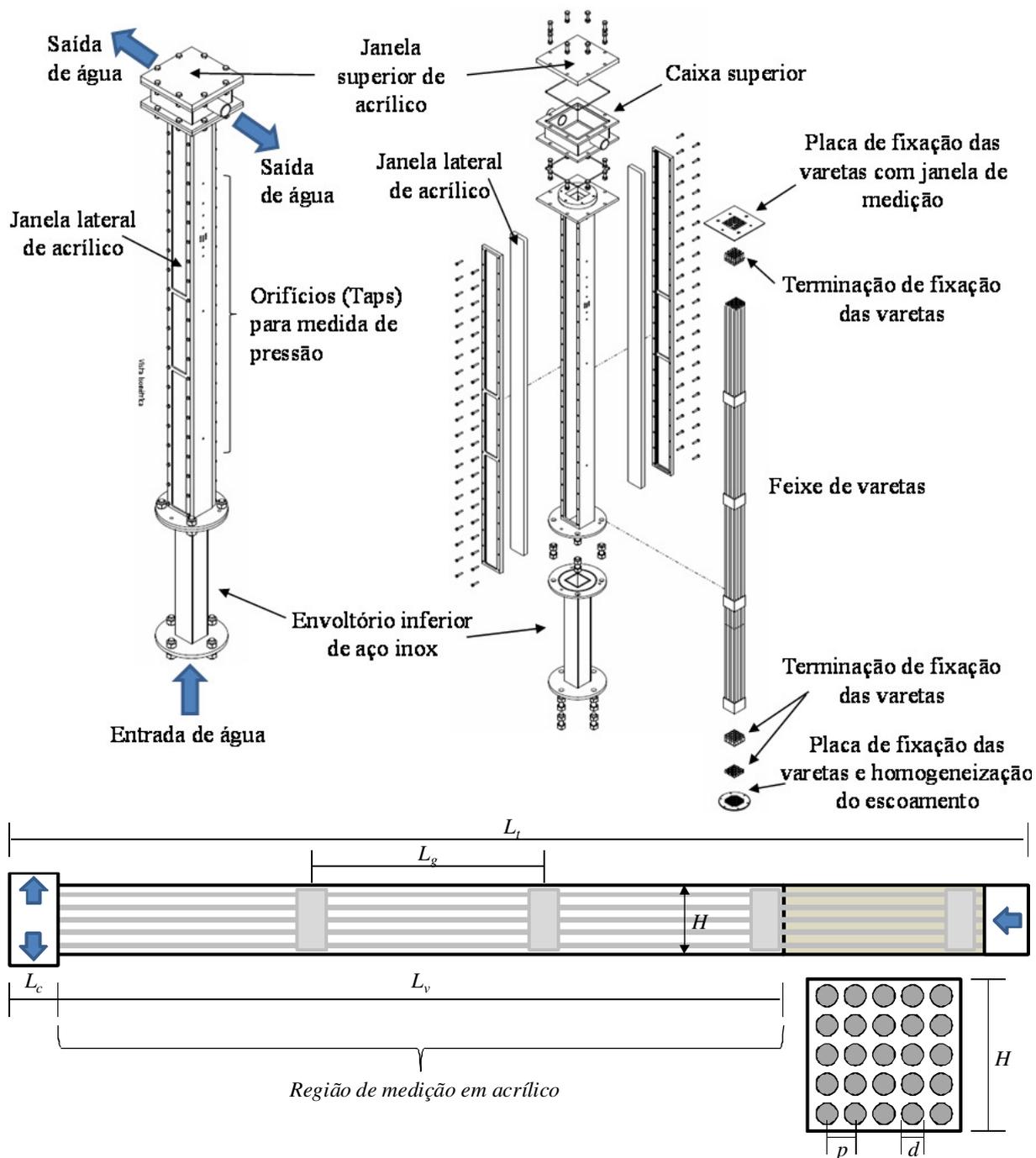


Figura 3.2 - Seção de testes.

Para a montagem do feixe foi confeccionada uma bancada com quatro suportes para fixação das grades espaçadoras, mostrado na Figura 3.3. Estes suportes possibilitam a montagem das varetas garantindo uma distância constante entre as grades. As varetas foram inseridas manualmente nos respectivos canais das grades até a posição adequada.

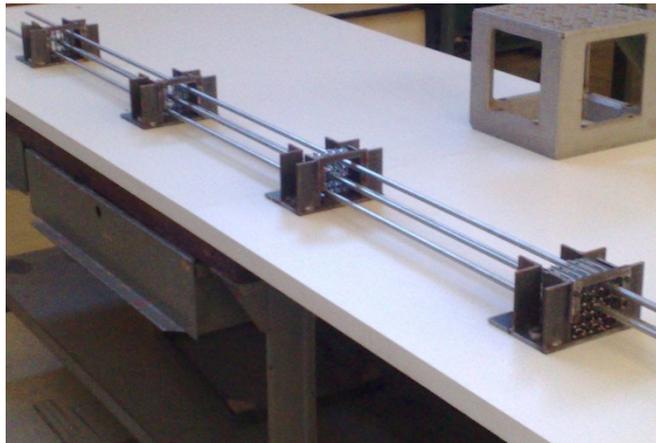


Figura 3.3 – Bancada para montagem do feixe de varetas com quatro fixadores de grade espaçadora.

Com as varetas posicionadas, foram colocadas suas terminações. Na região superior da seção de testes onde há uma caixa de saída foram usadas terminações cônicas que se fixaram a uma placa perfurada, conforme mostrado na Figura 3.4. Na base da seção foram usados tampões que foram pressionados contra pinos de fixações parafusados a uma placa perfurada inferior, conforme mostrado na Figura 3.5. A placa perfurada instalada na base da seção de testes para a fixação das varetas, também teve o propósito de contribuir para a homogeneização do escoamento na entrada da seção.

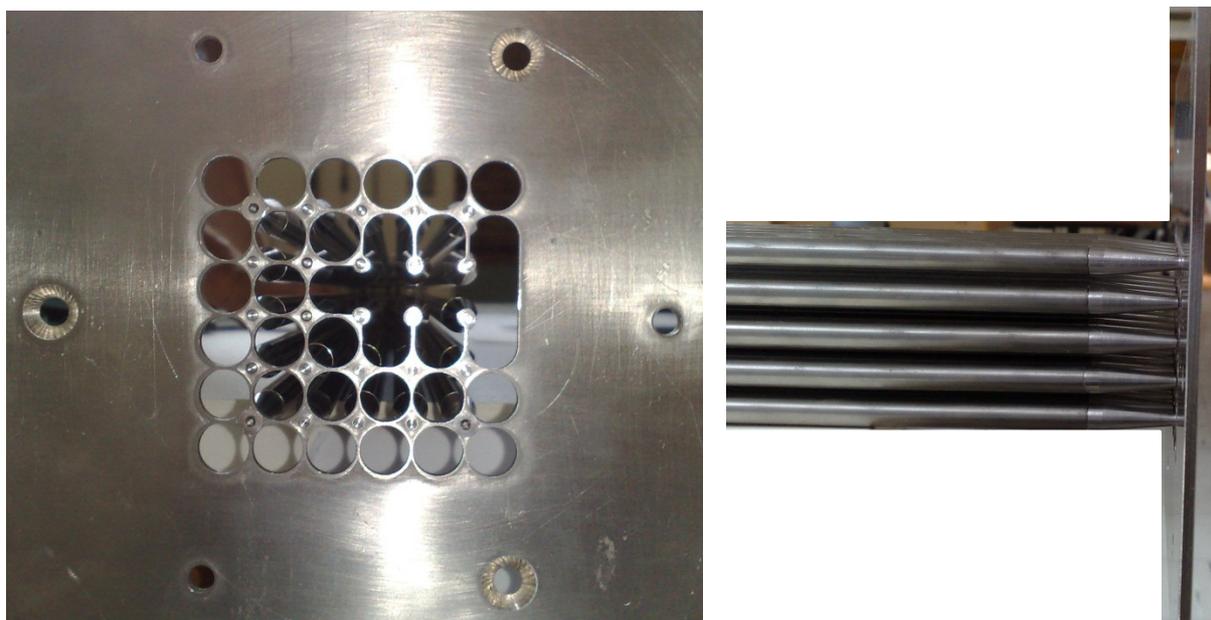


Figura 3.4 – Placa de fixação superior e pinos cônicos de fixação.

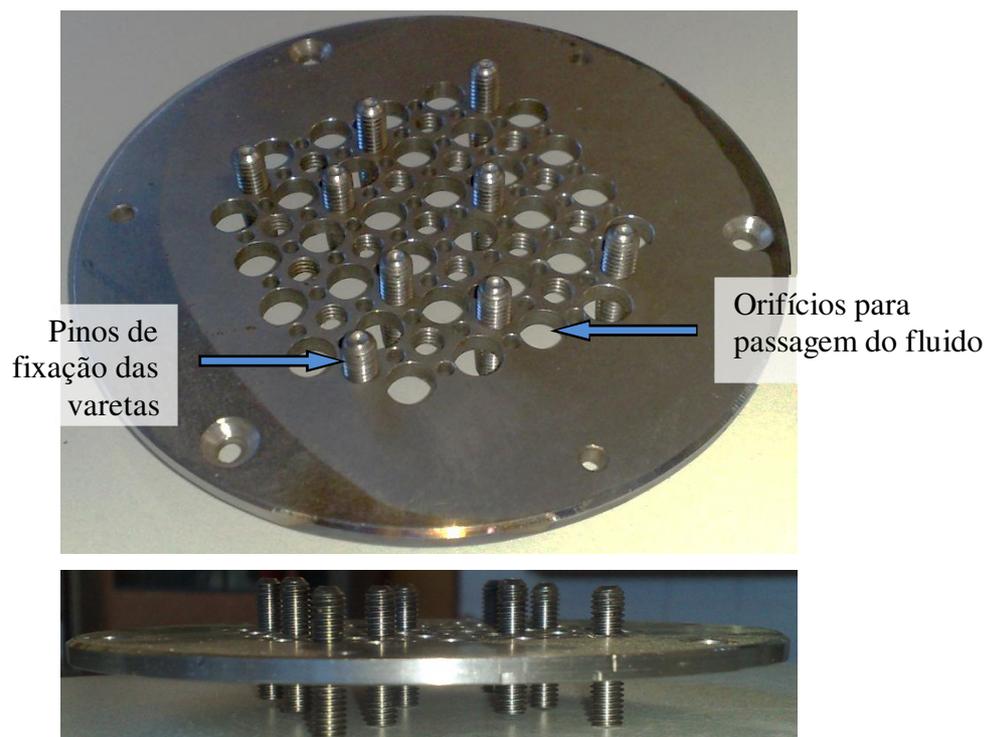


Figura 3.5 – Placa de fixação de varetas e homogeneização do escoamento.

Após a montagem completa, mostrada na Figura 3.6, o feixe foi inserido no envoltório da seção de testes, conforme mostrado na Figura 3.7, e posteriormente instalado no CAA.



Figura 3.6 – Montagem do feixe de varetas com grade espaçadora concluída na bancada.

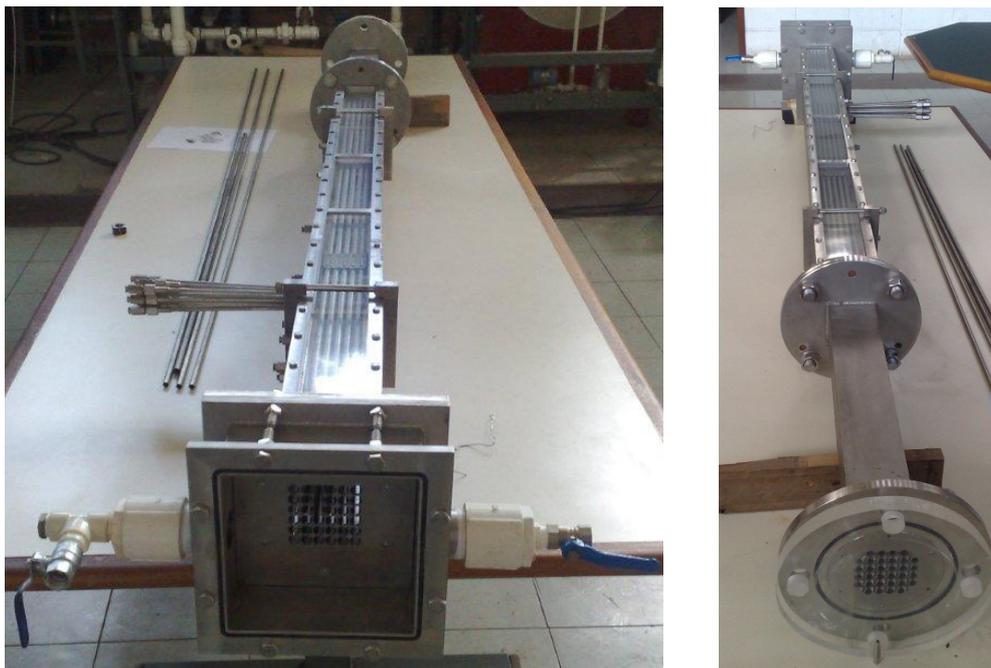


Figura 3.7 – Seção de testes montada.

3.1.2. Condições experimentais

Os experimentos foram realizados apenas na condição de máxima vazão do CAA, e apresentaram as características mostradas na Tabela III.2. A temperatura da água da seção de testes foi mantida constante por meio do *chiller*.

Tabela III.2 – Características do experimento.

Parâmetro	Valor
Vazão [kg/s]	12,0
Temperatura na seção de testes [°C]	25,5
Velocidade média na seção de testes* [m/s]	3,96
Pressão na seção de testes [bar]	3,72
Número de Reynolds* na seção de testes [10^3]	55,9
Temperatura ambiente [°C]	25,0
Temperatura de operação da água do <i>chiller</i> [°C]	17,3

* Calculados considerando a área livre de escoamento na região do feixe.

É necessário comentar que a condição de escoamento testada não apresenta similaridade com as condições normais de operação de um reator nuclear. Em um reator *PWR* o número de Reynolds alcança aproximadamente 500×10^3 devido principalmente às propriedades físicas da água a pressão (157 bar) e temperatura (média de 306,5 °C) elevadas. Reproduzir estas condições exigem circuitos extremamente caros e complexos e/ou a substituição da água por outro fluido, o qual também terá ressalvas quanto a sua similaridade. As velocidades no feixe 5 x 5, entretanto, alcançam valores próximos aos operacionais de um reator *PWR*. Desta forma, os experimentos conduzidos têm como objetivo principal a validação da metodologia numérica desenvolvida.

3.1.3. Sistemas de medição

A instrumentação é constituída de sete sensores/transmissores para a medição dos seguintes parâmetros:

- Temperatura do fluido na seção de testes: T_{st} – medido por termopar.
- Temperatura de fluido na placa de orifício: T_o – medido por termopar.
- Pressão na entrada da seção de testes: P_{st} – medido por transmissor de pressão.
- Vazão mássica: q_m - determinada através da diferença de pressão na placa de orifício, DP_o .
- Diferenças de pressão ao longo da seção de testes: DP_{st} – medidas por dois transmissores diferenciais de pressão ajustados para diferentes faixas de medição.
- Perfil de velocidade lateral e axial do escoamento de água entre as varetas: V_{lat} e V_{axial} – medido por *LDV* após a quarta grade espaçadora da seção de testes.

A Tabela III.3 apresenta os detalhes dos instrumentos utilizados no experimento. Todos os transmissores de pressão tiveram suas faixas ajustadas e toda a linha utilizada nas medidas calibradas no laboratório de termo-hidráulica do CDTN, com auxílio de um padrão calibrado, segundo procedimento desenvolvido no próprio laboratório (Navarro, 2011). As linhas de medição de temperatura também foram calibradas, com auxílio de um forno calibrado, segundo procedimento também desenvolvido no próprio laboratório (Navarro, 2012).

Tabela III.3 – Faixa dos medidores utilizados.

Sensor/transmissor	Parâmetro	Faixa calibrada	Incerteza de calibração
Termopares tipo J	T_o	10 a 55 °C	0,49 °C
	T_{st}	10 a 55 °C	0,47 °C
Transmissor diferencial de pressão	P_{st}	0 a 6 bar	39,65 mbar
	DP_o	0 a 1 bar	5,79 mbar
	DP_{st1}	0 a 170 mbar	0,88 mbar
	DP_{st2}	0 a 350 mbar	3,43 mbar
LDV de duas dimensões	V_{axial} e V_{lat}	0 a 27 m/s**	0.1 % da medida**

** Calibração de fábrica (Dantec, 2010).

Para a medida experimental da pressão e temperatura nos experimentos foi adotado o sistema de aquisição de dados apresentado na Figura 3.8. Um sistema independente foi utilizado para aquisição dos dados de velocidade com LDV , os detalhes deste sistema serão abordados na Seção 3.1.3.3..

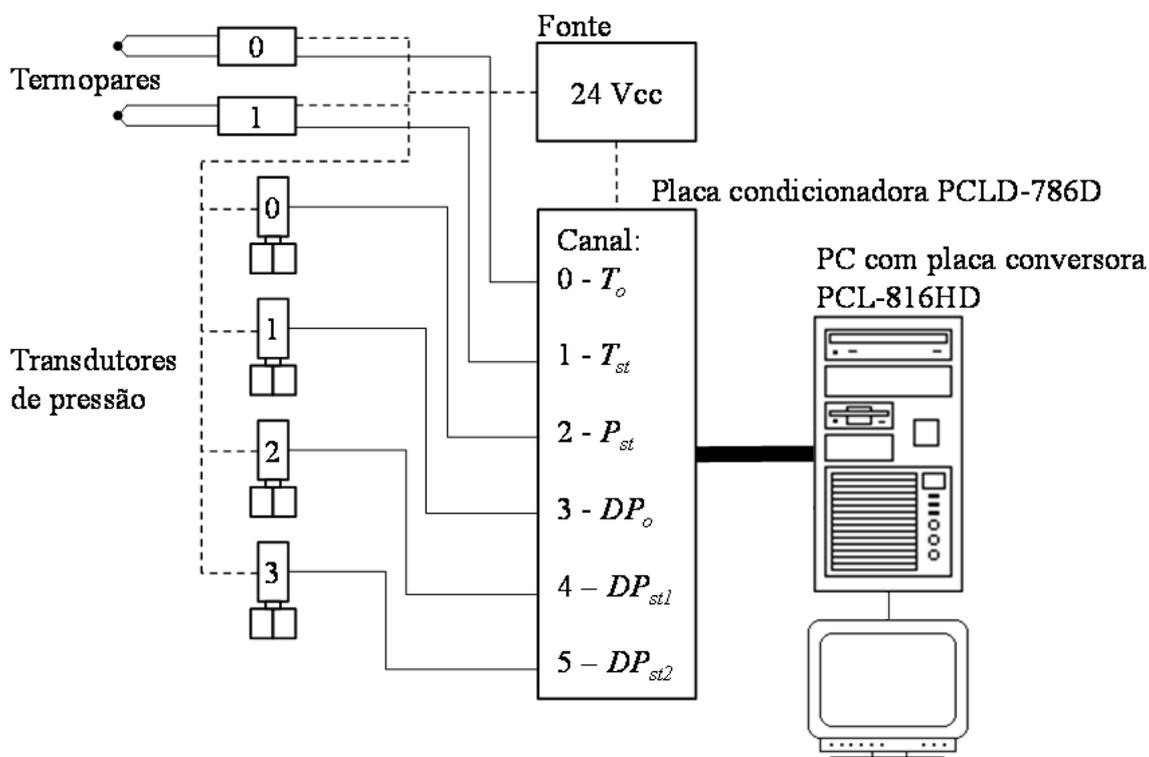


Figura 3.8 – Sistema de aquisição de dados

Todos os sinais foram enviados às placas de condicionamento (PCLD-789D (Advantech, 1995) com exatidão para ganhos até 50 de $\pm 0,0244$ % da faixa) e de conversão de sinais A/D (PCL-818HD (Advantech, 1994) com exatidão para ganho 1 de $\pm 0,01$ % da faixa) da Advantech, processados por um programa que converte os dados para as unidades de interesse. Esses dados eram ainda mostrados na tela de um micro computador para acompanhamento em tempo real dos experimentos.

As tensões lidas no computador são convertidas em unidades de interesse segundo a Equação 3.1.

$$Y_i = A_i \bar{X}_i + B_i \quad (3.1)$$

Onde $\bar{X}_i = \sum_{j=1}^N X_i^j / N =$ tensão média de N leituras no computador [volts], A_i e B_i são os coeficientes das retas ajustadas de regressão na calibração, e Y_i são os parâmetro medidos indicados na Tabela III.4.

Tabela III.4 – Parâmetros medidos.

$Y_0 = T_o$	$Y_1 = T_{st}$	$Y_2 = P_{st}$
$Y_3 = DP_o$	$Y_4 = DP_{st1}$	$Y_5 = DP_{st2}$

A média dos parâmetros e os desvios padrão do parâmetro e da média são calculados segundo as Equações 3.2, 3.3 e 3.4, respectivamente.

$$\bar{Y}_i = \frac{1}{N} \sum Y_i \quad (3.2)$$

$$s_{Y_i} = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^N (Y_i^j - \bar{Y}_i)^2}{N-1}} \quad (3.3)$$

$$s_{\bar{Y}_i} = \frac{s_{Y_i}}{\sqrt{N}} \quad (3.4)$$

Para o cálculo das incertezas experimentais foi adotado o procedimento da norma ISO *GUM* (*Guide to the expression of Uncertainty in Measurement*) (1995). As incertezas combinadas dos parâmetros são calculadas segundo a Equação 3.5 considerando a incerteza de calibração (u_{cal}), advindas da dispersão dos dados ($u_{\bar{y}_i} = s_{\bar{y}_i}$) e, no caso de medida de pressão diferencial, da diferença de temperatura entre a seção de testes e o transmissor, definida pela Equação 3.6.

$$u_c = \sqrt{u_{cal}^2 + u_{\bar{y}_i}^2 + u_{Taps}^2} \quad (3.5)$$

$$u_{Taps} = gh_{Taps}(\rho_{seção} - \rho_{transmissor}) \quad (3.6)$$

Onde h_{Taps} é a diferença de altura entre as tomadas de pressão medidas, $\rho_{seção}$ e $\rho_{transmissor}$ são as massas específicas da água na seção de testes e no transmissor de pressão, respectivamente e g é a aceleração da gravidade.

A incerteza expandida é calculada por meio da Equação 3.7 utilizando a Tabela III.5 para determinar o valor do fator de abrangência (k) em função do número de graus de liberdade efetivo (v_{eff}) calculado através da Equação 3.8.

$$U_c = ku_c \quad (3.7)$$

$$v_{eff} = u_c^4 / \sum_{i=1}^n u_i^4 / v_i \quad (3.8)$$

Tabela III.5 – Fator de abrangência.

v_{eff}	1	2	4	8	16	32	64	128	256
k	13.97	4.53	2.87	2.37	2.17	2.08	2.03	2.01	2.00

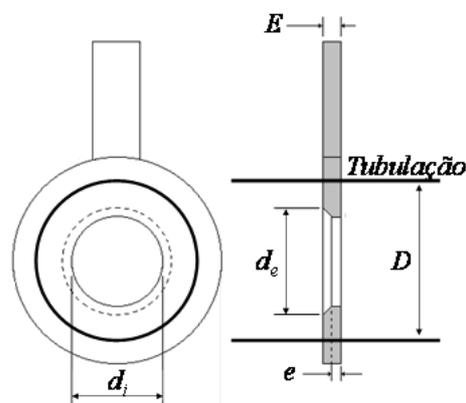
Onde u_i é a incerteza associada a i -ésima fonte e v_i é o número de graus de liberdade associados a i -ésima fonte de incerteza.

3.1.3.1. Determinação da vazão

O circuito apresenta uma tubulação com placa de orifício e tomada para medida de pressão usada para determinar a vazão de água. Uma placa de orifício confeccionada conforme norma ISO 5167-1 (1991) foi usada no experimento e suas características são mostradas na Tabela III.6.

Tabela III.6 – Dimensões da placa de orifício.

Parâmetro	Valor	Incerteza
d_i [mm]	45,57	0,04
e [mm]	1,14	0,17
E [mm]	2,91	0,07
d_e [mm]	48,89	0,09
D [mm]	66,0	0,3



A vazão é obtida por meio da diferença de pressão na placa de orifício usando a Equação 3.9 e as relações a seguir da norma ISO 5167-1 (1991).

$$q_m = C_d E \varepsilon \frac{\pi}{4} d_i^2 \sqrt{2\rho\Delta p} \quad [\text{kg} / \text{s}] \quad (3.9)$$

$$q_v = \frac{3600 q_m}{\rho} \quad [\text{m}^3 / \text{h}] \quad (3.10)$$

$$C_d = 0,5959 + 0,0312 \beta^{2,1} - 0,184 \beta^8 + 0,0029 \beta^{2,5} \left[\frac{10^6}{\text{Re}_D} \right]^{0,75} + 0,09 L_1 \beta^4 (1 - \beta^4)^{-1} - 0,0337 L_2' \beta^3 \quad (3.11)$$

$$E = (1 - \beta^4)^{-1/2} \quad (3.12)$$

$$L_1 = \begin{cases} 0,0254/D & \text{se } 0,0254/D < 0,4333 \\ 0,4333 & \text{se } 0,0254/D \geq 0,4333 \end{cases} \quad (3.13)$$

$$L_2' = 0,0254 / D \quad (3.14)$$

Onde $\beta = d_i/D$, $Re_D = \frac{4q_m}{\pi D \mu}$ e $\Delta p = DP_o$. As incertezas associadas a cada parâmetro são apresentadas na Tabela III.7.

Tabela III.7 – Incertezas relativas no cálculo da vazão.

Incerteza	Valor
u_{d_i}/d_i	0,0007
u_D/D	0,006
u_{C_d}/C_d	$\beta/100$
u_E/E	$\frac{\beta^4}{(1-\beta^4)} \frac{u_\beta}{\beta}$
u_β/β	$\left(\left(\frac{u_{d_i}}{d_i} \right)^2 + \left(\frac{u_D}{D} \right)^2 \right)^{1/2}$
$\frac{u_{q_m}}{q_m}$	$\left[\left(\frac{u_{C_d}}{C_d} \right)^2 + \left(\frac{u_E}{E} \right)^2 + 4 \left(\frac{\beta^4}{C_d E} \right)^2 \left(\frac{u_D}{D} \right)^2 + 4 \left(1 + \frac{\beta^4}{C_d E} \right)^2 \left(\frac{u_{d_i}}{d_i} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{u_{\Delta P}}{\Delta P} \right)^2 + \frac{1}{4} \left(\frac{u_\rho}{\rho} \right)^2 \right]^{1/2}$

Os efeitos de dilatação devido à temperatura foram corrigidos segundo a equação:

$$\ell_x = \ell_x^{To} (1 + \alpha(T - To)) \quad (3.15)$$

Onde To = temperatura de calibração/medição do comprimento e α é o coeficiente de dilatação linear para cada material, sendo igual a $12 \times 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$ para o aço da caixa da seção

de testes (*housing*), $17 \times 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$ para o aço da placa de orifício, $5,6 \times 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$ para o Zircaloy dos tubos-guia, $7 \times 10^{-5} [1/^\circ\text{C}]$ para o acrílico e $67 \times 10^{-6} [1/^\circ\text{C}]$ para o PVC.

As propriedades da água na faixa de temperatura de $5^\circ\text{C} < T < 60^\circ\text{C}$ foram ajustadas segundo curvas obtidas através de pontos da tabela IAPWS-IF97 (Wagner et al., 2000). São apresentadas nas equações seguintes, juntamente com as incertezas associadas, as curvas para a massa específica, ρ , e a viscosidade dinâmica, μ , da água.

$$\rho = -4,20822 \times 10^{-3} T^2 - 3,731448 \times 10^{-2} T + 1000,52806 \quad [\text{kg}/\text{m}^3] \quad (3.16)$$

$$\frac{u_\rho}{\rho} = \left(\left((-0,03731448 - 0,00841644T) \frac{u_T}{\rho} \right)^2 + 0,0004^2 \right)^{1/2} \quad (3.17)$$

$$\mu = -4,88346 \times 10^{-9} T^3 + 7,8748 \times 10^{-7} T^2 - 5,10784 \times 10^{-5} T + 1,748098 \times 10^{-3} \quad [\text{Pa}\cdot\text{s}] \quad (3.18)$$

$$\frac{u_\mu}{\mu} = \left(\left((-5,10784 \times 10^{-5} + 1,574 \times 10^{-6} T - 1,46503 \times 10^{-8} T^2) \frac{u_T}{\mu} \right)^2 + 0,01^2 \right)^{1/2} \quad (3.19)$$

Sendo $T = T_o$ para a temperatura medida na seção da placa de orifício ou $T = T_{st}$ para a temperatura medida na seção de testes. As incertezas de 0,0004 e 0,01, para ρ e μ respectivamente, consolidam incertezas da Tabela IAPWS-IF97 (Wagner et. al., 2000), da curva ajustada e da dependência com a pressão.

3.1.3.2. Medidas de diferença de pressão ao longo da seção de testes

As medições de diferenças de pressão ao longo do feixe de elemento combustível foram realizadas entre as tomadas de pressão, conforme mostrado na Figura 3.9.

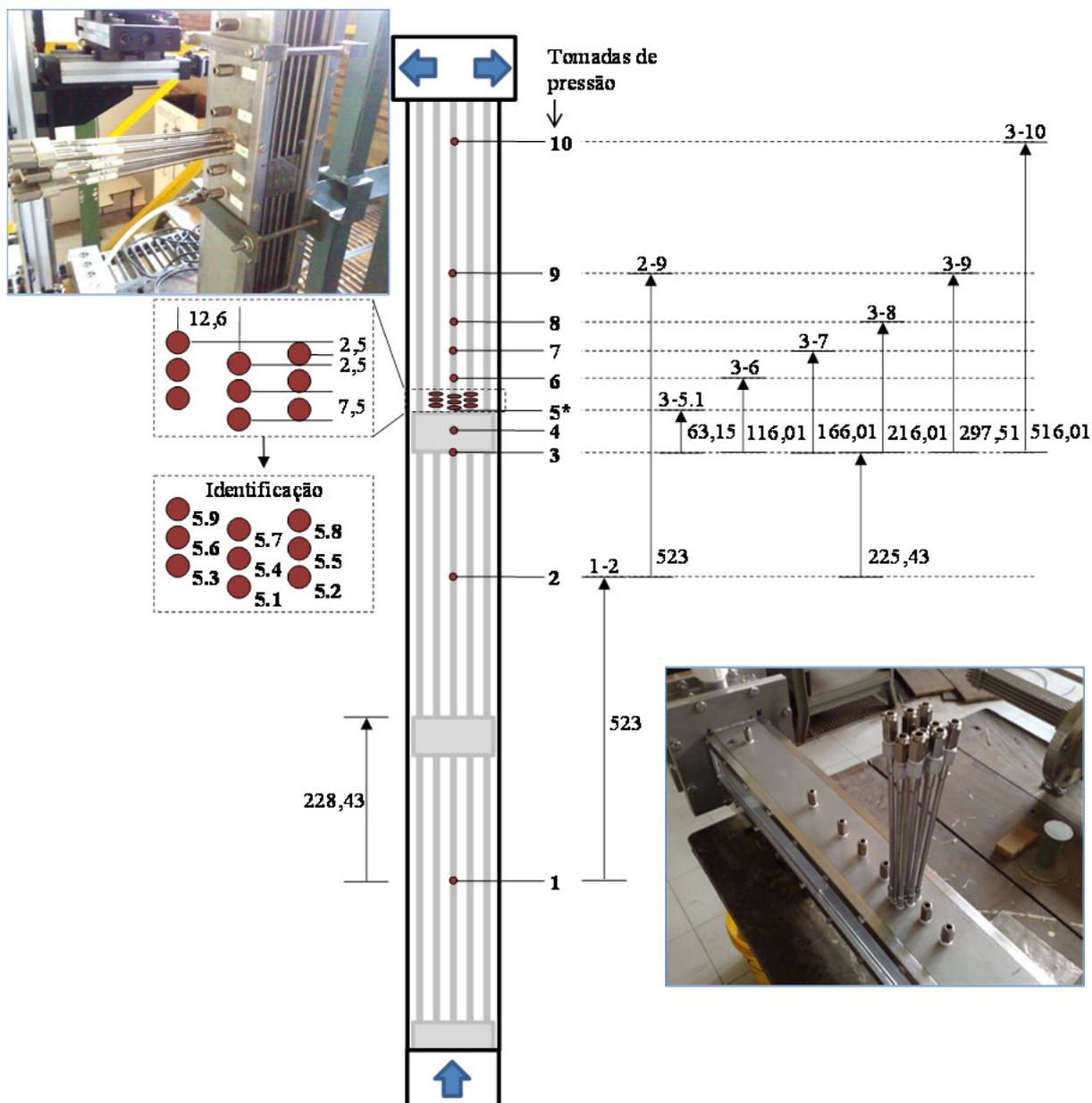


Figura 3.9 – Posição das tomadas de pressão na região de medição (unidades em mm).

A Tabela III.8 mostra as diferenças de pressão estimadas entre os pares de tomadas e os transmissores utilizados nas medições. As estimativas das perdas de carga foram obtidas utilizando a metodologia desenvolvida por Chun e Oh (1998) e In et al. (2002), apresentada no ANEXO A. Os pares de tomadas escolhidos irão fornecer o perfil de perda de carga ao longo da seção de testes em uma região com duas grades espaçadoras. A medição das posições 1-9 e 2-10 serão utilizadas para conferência das medidas das posições 1-2 / 2-9 e 2-3 / 3-10.

Tabela III.8 – Perda de carga esperada e transmissores usados entre cada par de tomadas.

Tomadas medidas	Perda de carga teórica [mbar]	Transmissor (Faixa de medição)
1-2	148,93	DP_{st2} (0 - 350 mbar)
1-9	304,71	DP_{st2} (0 - 350 mbar)
2-3	27,83	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-4	71,05	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-5.1	112,88	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-5.2	113,26	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-5.3	113,65	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-5.4	114,03	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-5.5	114,42	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-5.6	114,80	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-5.7	115,18	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-5.8	115,57	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-5.9	115,95	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-6	121,01	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-7	128,70	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-8	136,39	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-9	148,92	DP_{st1} (0 - 170 mbar)
2-10	182,53	DP_{st2} (0 - 350 mbar)
3-10	147,86	DP_{st1} (0 - 170 mbar)

As médias das diferenças de pressão foram gravadas a cada 100 pontos amostrados durante dois minutos por posição medida, fornecendo assim uma boa amostragem dos dados.

Cada transmissor de pressão diferencial foi montado com válvulas distribuidoras (*manifold*) e conectado ao circuito através de conexão para mangueira de nylon nas duas pernas da válvula, como exemplificado na Figura 3.10. Antes dos testes, as mangueiras e câmaras de baixa e alta pressão foram purgadas e preenchidas com água para evitar erros na medida.

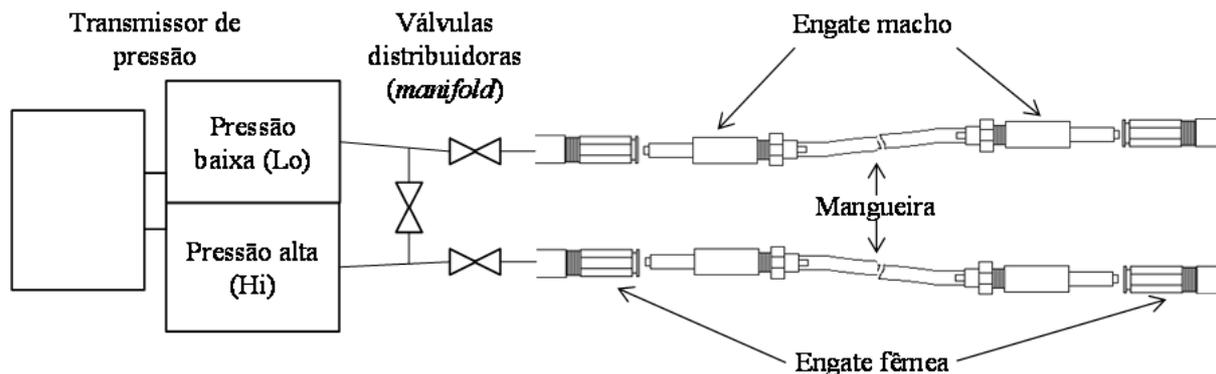


Figura 3.10 – Ligação dos transmissores de pressão nas posições de medida.

3.1.3.3. Medidas dos perfis de velocidades

As medições dos perfis de velocidade axiais e laterais foram realizadas utilizando um equipamento de Velocimetria por Doppler Laser (*LDV – Laser Doppler Velocimetry*) de duas dimensões. Em resumo, o *LDV* projeta um par de feixes laser convergente em um ponto focal dentro do escoamento. Partículas presentes no fluido que passam pelo foco espalham a luz do laser que é captada por um fotorreceptor. A diferença entre a frequência da luz laser emitida e a captada é convertida em valor de velocidade no processador (Dantec, 2010).

O sistema *LDV* apresenta diversas vantagens sobre outras técnicas de medição de velocidade:

- Aquisição de dados com alta taxa de amostragem permitindo que as flutuações da velocidade sejam obtidas e a turbulência do escoamento possa ser analisada;
- É um dispositivo não invasivo, permitindo medições em canais estreitos sem interferência no escoamento.
- Como um sistema óptico sem partes móveis sujeitas a desgaste, em teoria não requer nova calibração após a realizada em fábrica e apresenta pequena incerteza (menor que 0,1%).
- Alta resolução espacial devido a pequena dimensão do volume de medida.

Um sistema de medição *LDV* consiste de um laser (tipicamente argônio-íon de onda contínua), fibra ótica, sistema de deslocamento, divisor de feixe, variador de frequência,

detector, condicionador/processador de sinal e um computador para controlar a medição e salvar os dados. A Figura 3.11 mostra um arranjo típico de um *LDV* com dois feixes laser.

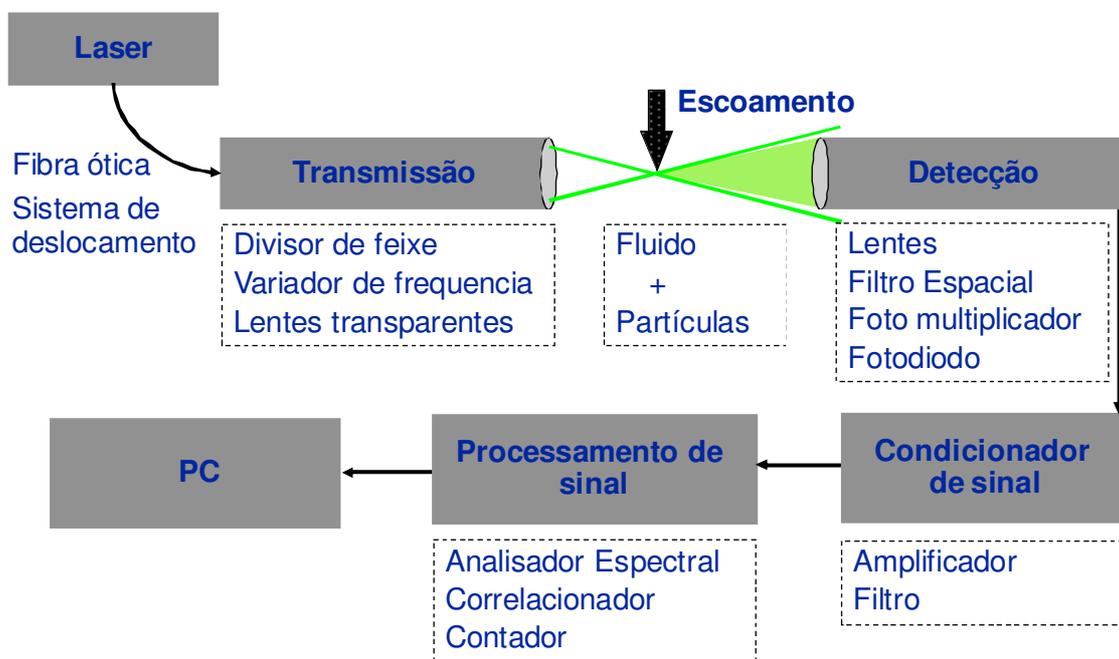


Figura 3.11 – Esquema geral de um LDV.

Em um sistema *LDV* o laser é primeiro dividido em dois feixes de igual intensidade, obtido utilizando uma célula de Bragg. Os feixes são então direcionados para as fibras óticas, que os transportam para a sonda. Um jogo de lentes óticas é usado para guiar os dois feixes laser para um ponto de medida que se localiza no ponto de cruzamento dos dois feixes. A distância focal das lentes da sonda determina tanto o tamanho quanto o posicionamento do ponto de cruzamento dos dois feixes. No encontro dos dois feixes é formado um volume elipsóide que apresenta franjas de interferência, tal que haja uma franja de alta intensidade de luz intercalada por uma de baixa intensidade, orientadas paralelas umas as outras e perpendiculares ao plano dos feixes, como mostrado na Figura 3.12. Essa intercessão corresponde ao volume de medição do *LDV*. As características do volume de medida são determinadas através das equações mostradas na Tabela III.9 que utilizam os dados de comprimento de onda (λ) do laser, o ângulo entre os feixes (θ), distância focal (F), distância entre os feixes (D), diâmetro do feixe laser (D_L) e a expansão dos feixes (E), igual a 1 para o equipamento utilizado (Dantec, 2010).

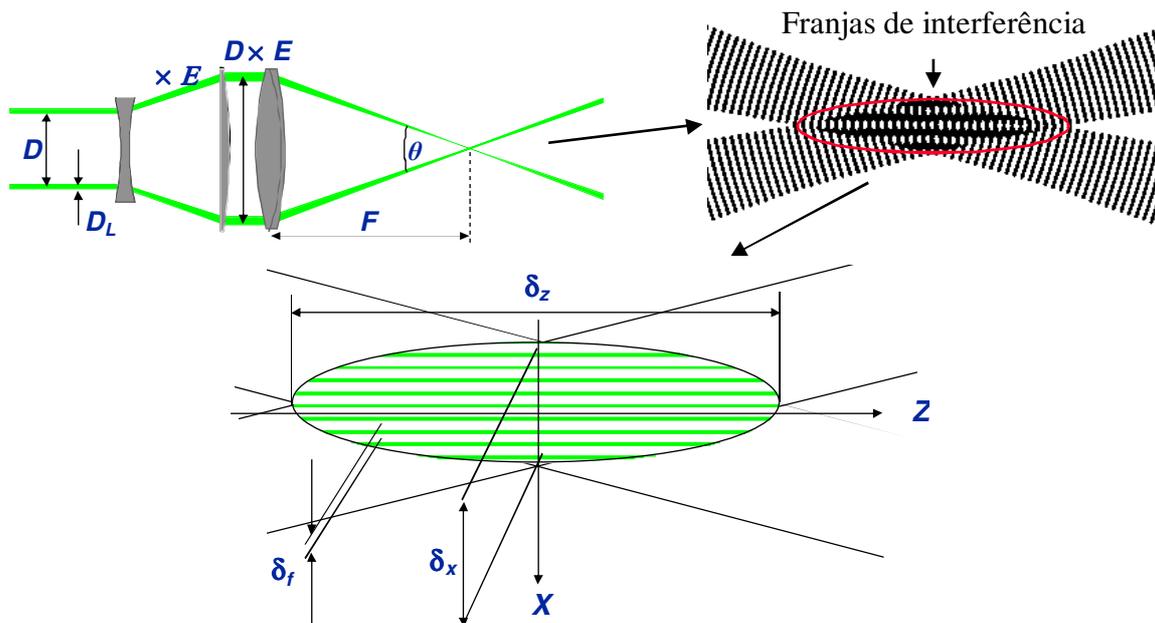


Figura 3.12 – O volume de medida do LDV.

Tabela III.9 – Equações para o cálculo das dimensões do volume de medida LDV.

Parâmetro do volume de medida	Equação	
Comprimento	$\delta_z = 4F\lambda / \pi ED_L \text{sen}(\theta/2)$	(3.20)
Profundidade	$\delta_y = 4F\lambda / \pi ED_L$	(3.21)
Altura	$\delta_x = 4F\lambda / \pi ED_L \text{cos}(\theta/2)$	(3.22)
Separação das franjas	$\delta_f = \lambda / 2 \text{sen}(\theta/2)$	(3.23)
Número de franjas	$N_f = 8Ft \text{g}(\theta/2) / \pi ED_L$	(3.24)

Para que possa acompanhar os movimentos do escoamento, partículas de massa específica similar à do fluido (empuxo nulo) devem ser adicionadas ao mesmo. Quando uma dessas partículas passa pelo volume de medida a luz é espalhada, como mostrado na Figura 3.13, e esse espalhamento é detectado pelo fotodetector, que normalmente se localiza na própria sonda. Para definir a direção do escoamento, a célula de Bragg, ao dividir o laser em dois, introduz uma pequena defasagem de frequência entre os feixes, fazendo com que as franjas não sejam estacionárias, mas se desloquem a uma velocidade constante dentro do volume de medida igual à diferença de frequências. Assim, pelo efeito Doppler, quando uma partícula passa pelo volume de medida provoca uma variação de frequência positiva se estiver no sentido do movimento das franjas e negativa caso contrário, fornecendo a informação de

direção do escoamento. Desta forma, a variação da frequência da onda de luz espalhada (Δf) está diretamente relacionada à velocidade da partícula, segundo o efeito Doppler. A Equação 3.25 apresenta a relação entre a variação da frequência e a velocidade usada para obter a velocidade por meio do *LDV*.

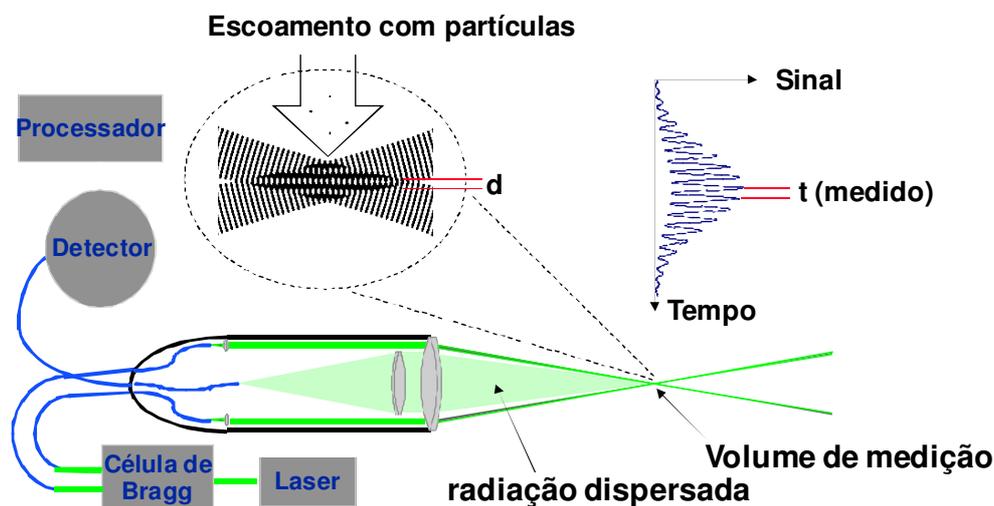


Figura 3.13 – Esquema da medição *LDV*.

$$V = \frac{\lambda}{2\text{sen}(\theta/2)} \Delta f \quad (3.25)$$

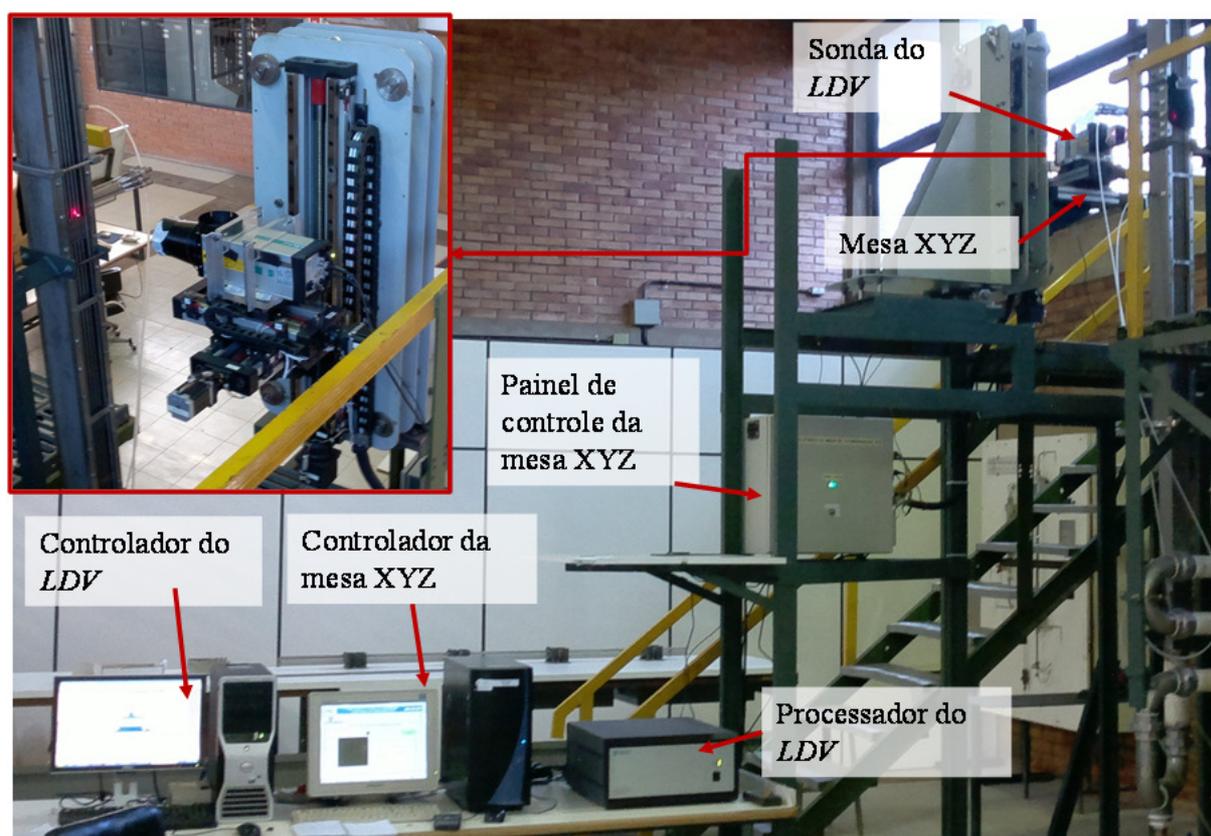
Onde o termo $\frac{\lambda}{2\text{sen}(\theta/2)}$ é conhecido como o coeficiente de calibração do *LDV*. Este coeficiente é constante para toda a faixa de medição, já que só depende do comprimento de onda do laser (λ) e do ângulo formado entre os feixes (θ). Desta forma, como estes parâmetros não se alteram com a operação do laser, uma vez determinado o coeficiente não é necessário realizar nova calibração.

O *LDV* foi montado em um sistema de deslocamento em três eixos (XYZ) automatizado de alta precisão ($\pm 0,05$ mm), o que garante um bom posicionamento da sonda e melhor qualidade dos resultados obtidos. O *LDV* utilizado nos experimentos apresentou dois pares de feixes laser orientados a noventa graus um do outro para a medida de duas componentes de velocidade simultâneas. A Tabela III.10 apresenta as principais características do *LDV*.

Tabela III.10 – Parâmetros do *LDV* e do sistema de deslocamento XYZ.

Parâmetro	Valor
Fabricante (<i>LDV</i> / Sistema de deslocamento)	Dantec (Dinamarca) / Kalatec (Brasil)
Comprimento de onda dos feixes [10^{-6} mm]	660 / 785
Defasagem entre os feixes [10^{-6} mm]	80
Distância focal [mm]	300
Distância entre os feixes [mm]	60
Diâmetro dos feixes [mm]	2,2
Expansão do feixe	1
Volume de medida (x, y, z) [mm]	0,1 / 0,1 / 1,0
Particulado	Poliamida de 5 μ m
Curso do sistema de deslocamento	(94,40 \pm 0,05; 92,90 \pm 0,05; 686,4 \pm 0,1) mm

Para o controle do sistema de movimentação e do *LDV* foram usados dois micro computadores independentes, conforme mostrado na Figura 3.14.

Figura 3.14 – Sistema *LDV* do CDTN.

Os computadores do sistema de movimentação e do *LDV* foram conectados via conexão serial o que possibilitou a automatização do processo de medida. A sequência de medição foi definida para uma matriz de pontos de medida em ambos os computadores. Quando executado o comando para início da medição, o computador do *LDV* comunica ao computador da mesa que está pronto para medir. A mesa se desloca para a primeira posição e, no momento que alcança a posição, envia uma mensagem para o computador do *LDV* para começar a aquisição dos dados. Quando a aquisição termina, o computador do *LDV* comunica ao computador da mesa que está pronto para medir o próximo ponto. Este processo se repete até que toda a matriz de pontos *XYZ* pré-definidos seja medida. Os programas que realizaram a comunicação entre os computadores e o controle da mesa foram desenvolvidos no CDTN.

As medições de velocidade com o *LDV* foram realizadas através da janela lateral de acrílico da seção de testes, conforme mostrado na Figura 3.15.

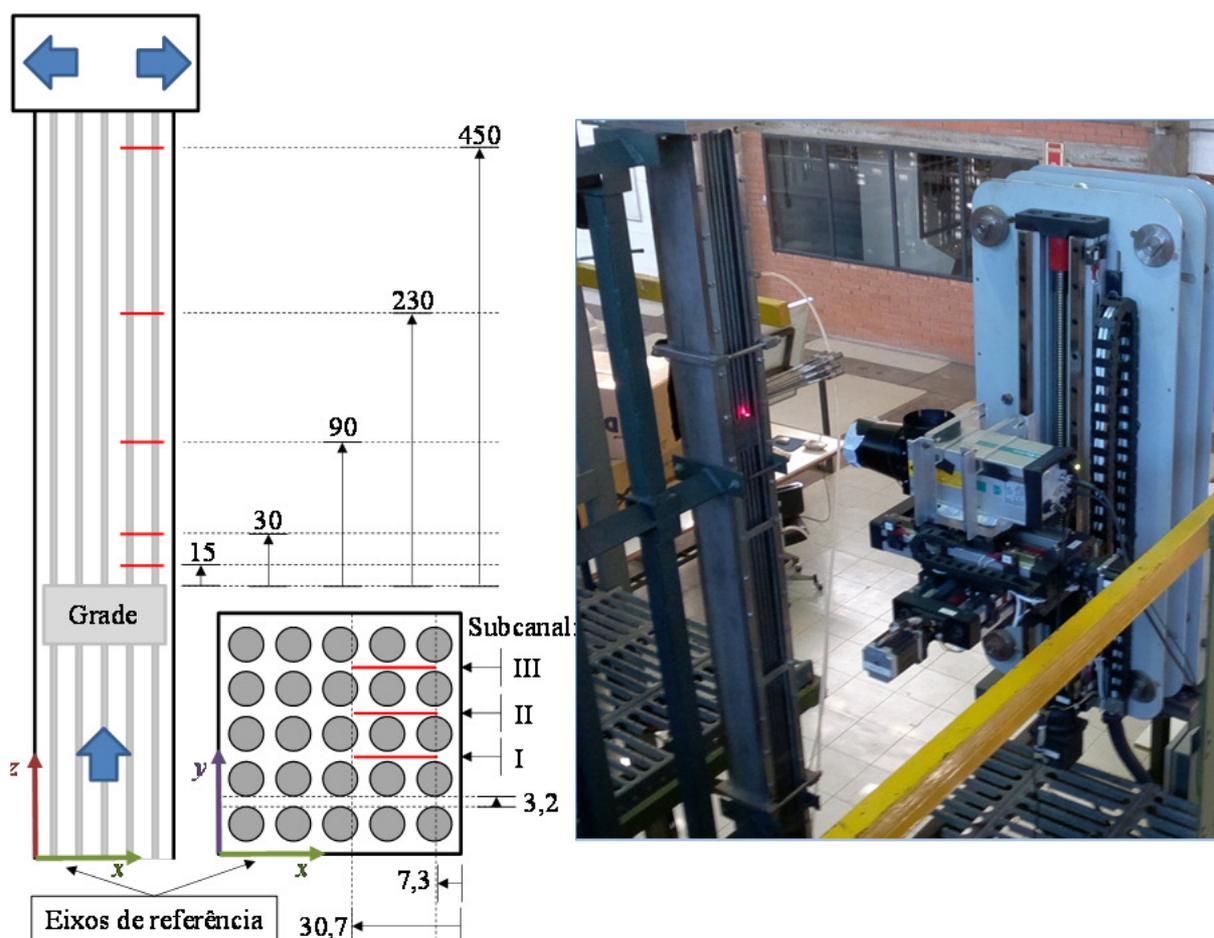


Figura 3.15 – Posições de medida com o *LDV* (unidades em [mm]).

A folga de 3,2 mm entre varetas impede que os dois pares de feixe laser penetrem na seção de testes a uma profundidade maior que 30,7 mm. Isto ocorre devido à interferência dos feixes do laser com as varetas nesta distância, que bloqueiam os feixes, impedindo que se forme um ponto focal no escoamento. Desta forma, as medidas foram realizadas somente até 30,7 mm da face interna da parede de acrílico. Outro limitador para o curso de medição foi o excesso de reflexão do laser nas varetas metálicas do elemento combustível na região próxima à face interna da parede de acrílico. Estas reflexões saturam o fotodetector, impedindo uma medida coerente da velocidade em qualquer distância menor do que 7,3 mm da face interna da parede de acrílico. Para observar o comportamento do perfil de velocidades em diferentes posições após a grade espaçadora, cinco posições axiais e três fileiras de subcanais foram medidas, conforme mostrada na Figura 3.15. Para todo perfil de velocidade medido foi adotado um passo de 0,53 mm entre os pontos de medição.

Para realizar a medição o feixe do laser deve atravessar uma placa de acrílico e a água na seção de testes. Como o índice de refração da água e do acrílico são diferentes do ar, ocorre uma deflexão do ângulo do feixe laser devido à refração, como mostrado na Figura 3.16.

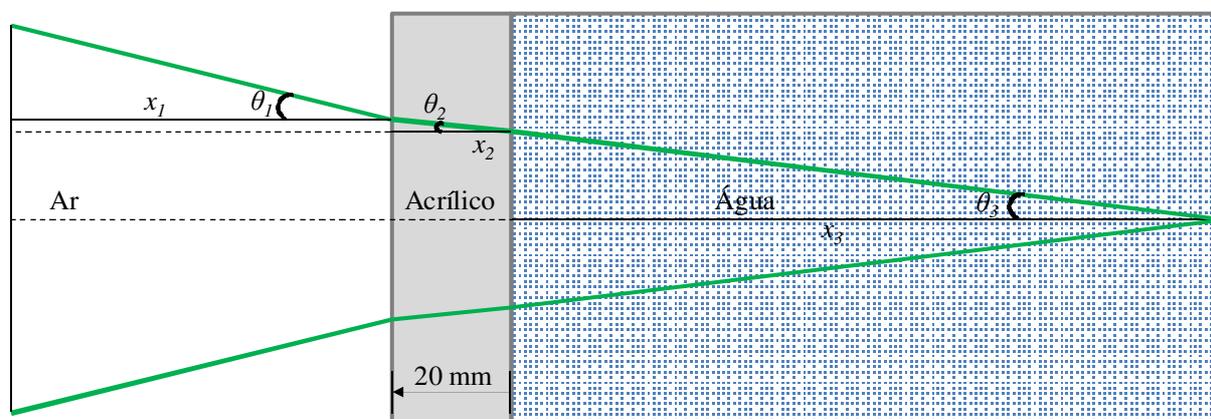


Figura 3.16 – Refração do feixe laser do LDV.

A deflexão do feixe laser provoca uma mudança da posição interna do foco de medição do laser, fazendo com que o deslocamento do foco no interior da seção seja diferente do deslocamento da sonda. Este efeito pôde ser corrigido multiplicando o valor do deslocamento da sonda pela razão entre os índices de refração segundo a lei de Snell, mostrada na Equação 3.26.

$$\frac{n_2}{n_1} = \frac{\text{sen}\theta}{\text{sen}\beta} \quad (3.26)$$

Onde n_1 e n_2 são os índices de refração do meio de origem e do meio incidente respectivamente, θ é o ângulo de incidência e β o ângulo de refração no meio incidente. Os feixes de laser partem da sonda no ar, atravessam o acrílico e depois a água. Os índices de refração do ar e do acrílico foram considerado constantes iguais a 1 e 1,49, respectivamente. O índice de refração da água pode ser calculado segundo a Equação 3.27 (IAPWS, 1997), cujos parâmetros para sua aplicação são apresentados na Tabela III.11.

$$n_{\text{água}} = \sqrt{\frac{2\bar{\rho}C + 1}{1 - \bar{\rho}C}} \quad (3.27)$$

$$C = a_0 + a_1\bar{\rho} + a_2\bar{T} + a_3\bar{\lambda}^2\bar{T} + a_4/\bar{\lambda}^2 + \frac{a_5}{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_{UV}^2} + \frac{a_6}{\bar{\lambda}^2 - \bar{\lambda}_{IR}^2} + a_7\bar{\rho}^2 \quad (3.28)$$

Tabela III.11 – Parâmetros para cálculo de C .

$a_0 = 0,244257733$	$a_1 = 9,74634476e-3$	$a_2 = -3,73234996e-3$	$a_3 = 2,68678472e-4$
$a_4 = 1,58920570e-3$	$a_5 = 2,45934259e-3$	$a_6 = 0,900704920$	$a_7 = -1,66626219e-2$
$\bar{\lambda}_{UV} = 0,2292020$	$\bar{\lambda}_{IR} = 5,432937$	$\bar{T} = T/T^*$	$\bar{\rho} = \rho/\rho^*$
$\bar{\lambda} = \lambda/\lambda^*$	$T^* = 273,15 \text{ K}$	$\rho^* = 1000 \text{ kg/m}^3$	$\lambda^* = 589 \text{ nm}$

A Equação para o índice de refração da água é válida para a faixa de:

- Temperatura de $-12 \text{ °C} \leq T \leq 500 \text{ °C}$.
- Massa específica de $0 \text{ kg/m}^3 \leq \rho \leq 1060 \text{ kg/m}^3$.
- Comprimento de onda de $200 \text{ nm} \leq \lambda \leq 1100 \text{ nm}$.

Aplicando a equação para os lasers usados no *LDV* considerando água a 25 °C na pressão de $3,75 \text{ bar}$ são obtidos os valores de $n = 1,331 \pm 0,005$, para o comprimento de onda 660 nm , e $n = 1,328 \pm 0,005$, para o comprimento de onda 785 nm .

Para realizar o posicionamento do volume de medida e definir a matriz de pontos a serem medidos no interior da seção de testes, foi necessário definir algumas posições de referência. As posições usadas foram o topo da grade espaçadora, a face interna da parede de acrílico e o centro da fileira de subcanais I, II e III. Para encontrar estes pontos foi utilizado o método de interferência.

O método de interferência explora o pico de sinal que ocorre no receptor do *LDV* quando o volume de medida intercepta alguma superfície, mesmo que esta seja transparente como o acrílico. Com o circuito desligado, primeiramente foi encontrado o topo da grade espaçadora, aproximando o volume de medida do topo da grade e observando a reflexão do volume em contato com o metal e o pico de sinal no monitor do *LDV*, que indica que o volume está sobre uma superfície sólida. O topo da grade foi definido como o ponto de referência, o zero da direção axial no eixo z .

O volume de medida foi então aproximado da parede de acrílico, e novamente com auxílio visual, devido a reflexão observada na superfície, e do pico de sinal do *LDV*, o ponto de referência para o eixo x foi encontrado. O circuito foi então ligado, passando a circular água pela seção de testes. O laser é posicionado na primeira posição de medida axial, 15 mm após o topo da grade, e é colocado para avançar entre as varetas. Quando o feixe laser intercepta uma das varetas, não é formado volume de medida e o sinal no receptor do *LDV* desaparece. O foco do laser avança na seção de testes até a distância onde só há como medir algo no receptor do *LDV* em uma única posição, mesmo executando movimentos laterais mínimos. Isto indica que o foco está posicionado no centro da fileira de subcanais, conforme é exemplificado na Figura 3.17. Uma vez encontrado o centro do canal, a sonda é recolhida até ocorrer um pico forte no sinal que indica que o volume de medida está posicionado sobre a superfície interna de acrílico. Este processo foi repetido para todas as alturas axiais e para todas as fileiras de subcanais medidas.

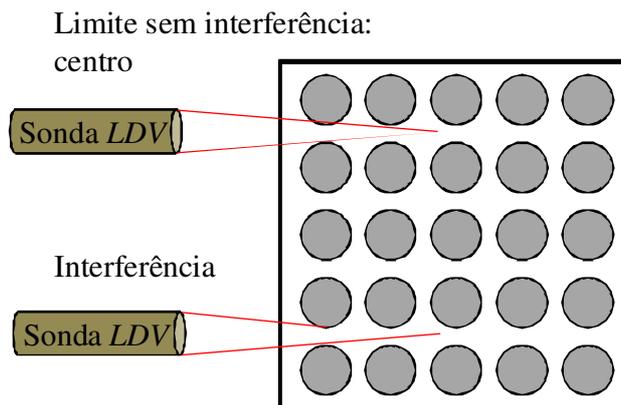


Figura 3.17 – Encontrando o centro do subcanal através de interferência do feixe laser.

Antes de qualquer posicionamento ser realizado com a sonda, esta foi alinhada com a seção de testes. O alinhamento é um passo extremamente importante, pois ângulos formados entre a sonda, mesa, envoltório da seção de testes e o feixe de varetas provocam distorções na medida. Possíveis desalinhamentos são mostrados na Figura 3.18.

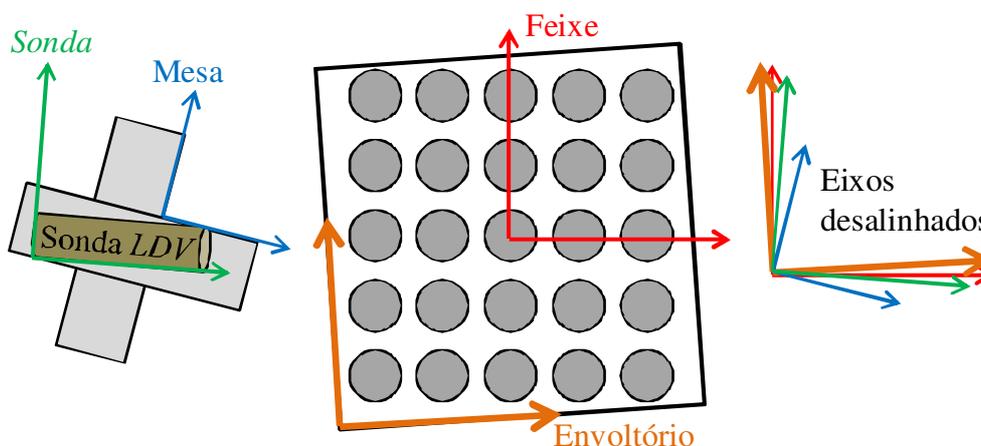


Figura 3.18 – Exemplo de possíveis desalinhamentos entre os componentes em um plano.

O alinhamento é realizado utilizando nível e referências visuais. Assim sendo, é necessário avaliar a influência de possíveis desalinhamentos na medida de velocidade e computar esta influência na avaliação de incerteza da medida.

O desalinhamento pode ocorrer nas três dimensões e tem consequências na medição da velocidade e determinação da posição do foco de medição. Um exemplo de distorção devido

ao desalinhamento é mostrado na Figura 3.19. Como o feixe está desalinhado com a seção, uma componente de velocidade diferente da esperada é medida.

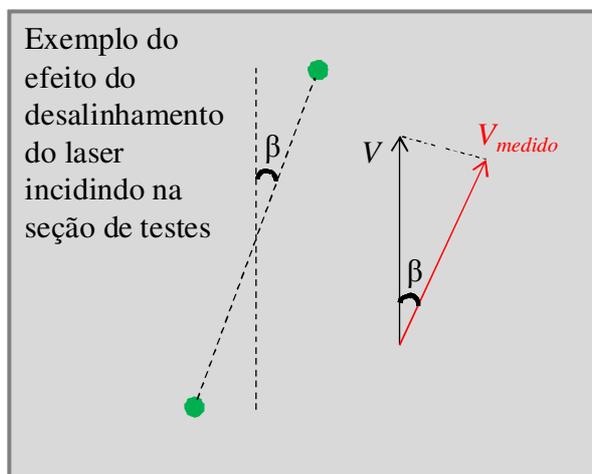


Figura 3.19 – Efeito do desalinhamento da sonda no eixo x.

Para avaliar a incerteza devido ao desalinhamento foi considerado que os ângulos formados entre sonda (a), mesa (b) e seção de testes (c) em relação ao feixe de varetas são independentes, mas causam o mesmo efeito e atuam de forma combinada na composição da incerteza. Após análise cuidadosa e do alinhamento da sonda e mesa com a seção de testes, foi estimada uma incerteza de $0,5^\circ$ de desalinhamento para cada dispositivo. As incertezas do alinhamento foram combinadas segundo a Equação 3.29.

$$u_{\text{desalinhamento}} = \theta = \sqrt{u_a^2 + u_{b_i}^2 + u_c^2} = 0,866^\circ \quad (3.29)$$

Apesar de θ parecer um valor otimista para a incerteza de desalinhamento, observando a trajetória do laser é fácil detectar a olho nu ângulos maiores do que 1° entre o feixe laser e o alinhamento das varetas. Para estimar a influência do desalinhamento na medida da velocidade, foi utilizado o conceito dos ângulos de Euler. Os ângulos de Euler foram desenvolvidos por Leonard Euler para descreverem a orientação de um corpo rígido em um espaço tridimensional. Para dar a um objeto uma orientação específica ele deve ser submetido a uma sequência de três rotações descritas pelos ângulos de Euler. Isso é equivalente a dizer que uma matriz de rotação pode ser decomposta como um produto de três rotações elementares.

Usando o conceito dos ângulos de Euler, a matriz de rotação R (Equação 3.30) foi calculada considerando três rotações sequenciais aleatórias de valor igual a θ , que é a estimativa da incerteza combinada do desalinhamento, considerando o volume de medida como o referencial fixo de rotação. Desta forma foi suposto um desalinhamento tridimensional do volume de medida do *LDV*. A matriz rotação foi então usada na Equação 3.31 para calcular o vetor velocidade distorcido, \vec{V}' , que subtraído do vetor velocidade medido, \vec{V}_{medida} , resulta na incerteza devido ao desalinhamento.

$$R = \begin{bmatrix} (\cos\theta)^2 & -\text{sen}\theta\cos\theta + \cos\theta(\text{sen}\theta)^2 & (\text{sen}\theta)^2 + \text{sen}\theta(\cos\theta)^2 \\ \text{sen}\theta\cos\theta & (\cos\theta)^2 + (\text{sen}\theta)^3 & -\text{sen}\theta\cos\theta + \cos\theta(\text{sen}\theta)^2 \\ -\text{sen}\theta & \text{sen}\theta\cos\theta & (\cos\theta)^2 \end{bmatrix} \quad (3.30)$$

$$\vec{V}_{medida} R = \vec{V}' \quad (3.31)$$

O *LDV* de fato mede duas velocidades perpendiculares em um plano no espaço tridimensional e, como a velocidade é uma grandeza vetorial, o que é medido são as projeções do vetor neste plano. Desta forma o cálculo da incerteza é avaliado ponto a ponto, pois quanto maior a diferença entre as componentes da velocidade, maior o impacto do desalinhamento na medida das componentes da velocidade. Para compreender o efeito do desalinhamento na incerteza da medida de velocidade, uma regressão foi realizada considerando uma velocidade fixa de referência na direção axial z de 3,96 m/s e variando a velocidade lateral de 0,01 à 1,5 m/s. Foram calculadas as incertezas relativas para as duas componentes de velocidade. A regressão é mostrada na Figura 3.20 onde é possível observar que o desalinhamento tem grande impacto na incerteza da medida da componente de velocidade lateral. Como não haverá dado da terceira componente de velocidade, ambas as componentes laterais foram consideradas como tendo valores iguais.

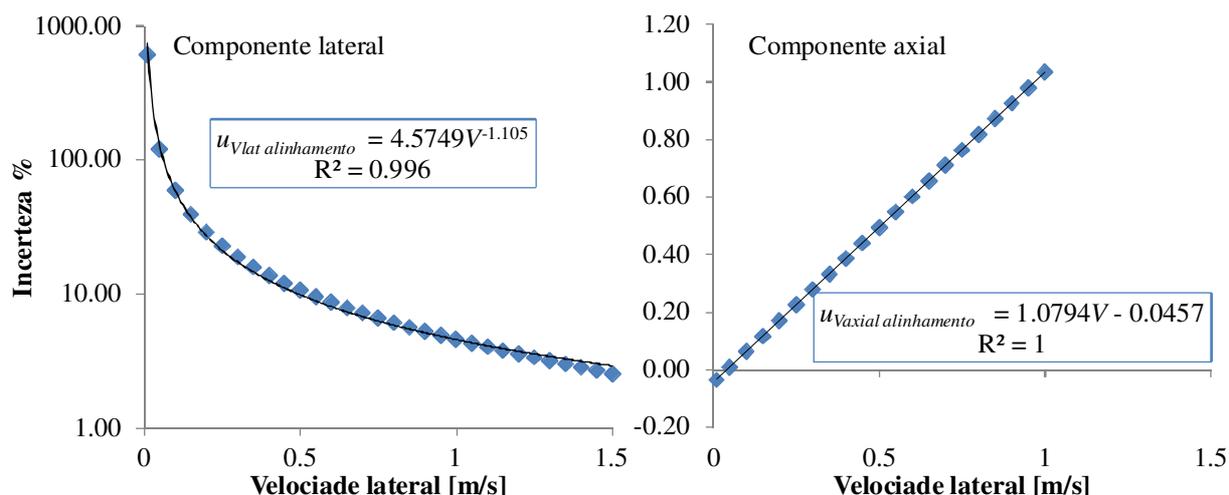


Figura 3.20 – Incerteza na medida da velocidade devido ao desalinhamento considerando uma velocidade axial de referência igual a 3,96 m/s.

O cálculo da incerteza do posicionamento devido ao desalinhamento pode ser realizado de maneira análoga ao da velocidade. No entanto, o ponto de interesse, o volume de medida, é posicionado em uma referência conhecida para o eixo e a partir deste ponto é transladado ao longo do eixo desalinhado. Como o sistema se move em três dimensões e é posicionado em novos pontos de referência a cada posição de medida, a avaliação se torna muito complexa.

Para simplificar a análise, cada eixo foi tratado individualmente, no entanto considerando os efeitos tridimensionais. No eixo axial z , apenas um ponto de referência fixo foi definido no alinhamento, o topo da grade espaçadora, o que faz com que o erro aumente à medida que se afasta do ponto de referência.

Para o eixo de avanço em x na seção de testes, a cada linha de medição um ponto de referência na parede de acrílico é definido, isto reduz o erro neste eixo em cada posição de medição, limitando o curso de influência da incerteza para somente 30,7 mm.

Já para o eixo da medida de velocidade lateral y , não é definido um ponto de referência, mas o ponto de máxima penetração na seção de testes para uma medida. Este ponto de penetração máximo é definido para cada posição de medição, o que restringe a incerteza deste posicionamento a um curso de 3,2 mm, que é a largura da folga formada entre duas varetas por onde o feixe penetra.

Considerando esses fatores e aplicando a metodologia usada para incerteza da medida de velocidade, os valores de incerteza obtidos são apresentados na Tabela III.12. É observado que somente o valor de incerteza do eixo z é progressivo, já que apenas um ponto de referência fixo foi usado, e o valor apresentado representa a maior incerteza devido aos efeitos tridimensionais do desalinhamento dos eixos.

Tabela III.12 – Incerteza no posicionamento devido ao desalinhamento.

Eixo	Valor da incerteza
x	$\pm 0,1$ mm
y	$\pm 0,48$ mm
z	$\pm 5,39$ % do valor da posição

Devido as varetas e a grade espaçadora serem metálicas com superfícies reflexivas, a medida de velocidade com o *LDV* apresentou um alto nível de ruído no sinal. A consequência do ruído para a medição foi a necessidade de trabalhar com valores mais baixos de ganho de sinal e sensibilidade do fotodetector. Isto reduziu a amostragem da medida de cada ponto da matriz de medição. Para compensar essa perda, foram realizadas seguidas medições dos perfis de velocidade que foram tratadas estatisticamente. Os parâmetros usados durante os experimentos são apresentados na Tabela III.13.

Tabela III.13 – Parâmetros do *LDV* usado nos experimentos.

Parâmetro	Valor para medida da velocidade lateral	Valor para medida da velocidade axial
Comprimento de onda do laser [nm]	785	660
Sensibilidade (tensão no fotomultiplicador) [V]	1000	1200
Ganho do sinal do fotomultiplicador [dB]	20	22
Menor / Maior comprimento de sinal gravado*	64 / 128	64 / 128
Tempo máximo de aquisição [s]	3	3

* O comprimento do sinal gravado se refere ao número de picos de sinal seguidos causados pela reflexão das franjas de interferência por uma partícula passando pelo volume de medida. A velocidade só é registrada se o número de picos ao redor do pico de maior intensidade for maior que o mínimo comprimento. Se o número de picos excede o máximo comprimento, os picos mais afastados do centro de maior intensidade são excluídos da avaliação da velocidade.

Foram extraídas as médias e desvios de cada ponto medido aplicando as Equações 3.2 e 3.3, respectivamente, para cada componente de velocidade. A incerteza combinada para cada velocidade foi calculada segundo a Equação 3.32, levando em consideração como fonte de incerteza a calibração (u_{cal}), o desalinhamento ($u_{valinhamento}$) e o desvio padrão ($u_{\bar{V}}$) das medidas. A incerteza expandida foi calculada segundo a Equação 3.7.

$$u_c = \sqrt{u_{cal}^2 + u_{\bar{V}}^2 + u_{valinhamento}^2} \quad (3.32)$$

A Intensidade turbulenta axial média (I_{exp}) foi calculada segundo a Equação 3.33 utilizando a média do desvio padrão da velocidade axial (\bar{V}'_{axial}) e a média de velocidade axial (\bar{V}_{axial}) obtidas ao longo das linhas de medidas. A baixa amostragem e excesso de ruído impediram que as flutuações turbulentas fossem medidas de maneira coerente na direção lateral.

$$I_{exp} = \frac{\bar{V}'_{axial}}{\bar{V}_{axial}} \quad (3.33)$$

O movimento secundário médio (SF_{exp}), que representa o movimento lateral médio da água passando através do elemento combustível, também foi calculado ao longo da linha de medição aplicando a Equação 3.34, onde $\bar{V}_{lateral}$ é a velocidade lateral média.

$$SF_{exp} = \frac{|\bar{V}_{lateral}|}{\bar{V}_{axial}} \quad (3.34)$$

Os valores de SF_{exp} e I_{exp} apresentados foram a média obtida das três linhas medidas em cada cota de medição axial mostradas na Figura 3.15. As incertezas para I_{exp} e SF_{exp} foram calculadas segundo o procedimento descrito na norma ISO *GUM* (1995) por meio das Equações 3.35 e 3.36, respectivamente. Onde $u_{\bar{V}'_{axial}}$, $u_{\bar{V}_{axial}}$ e $u_{\bar{V}_{lateral}}$ são as incertezas experimentais para a média do desvio padrão da velocidade axial, da velocidade axial e da velocidade lateral, respectivamente.

$$\left(\frac{u_{I_{\text{exp}}}}{I_{\text{exp}}}\right)^2 = \left(\frac{u_{\bar{V}'_{\text{axial}}}}{\bar{V}'_{\text{axial}}}\right)^2 + \left(\frac{u_{\bar{V}_{\text{axial}}}}{\bar{V}_{\text{axial}}}\right)^2 \quad (3.35)$$

$$\left(\frac{u_{SF_{\text{exp}}}}{SF_{\text{exp}}}\right)^2 = \left(\frac{u_{\bar{V}_{\text{lateral}}}}{\bar{V}_{\text{lateral}}}\right)^2 + \left(\frac{u_{\bar{V}_{\text{axial}}}}{\bar{V}_{\text{axial}}}\right)^2 \quad (3.36)$$

3.1.4. Procedimento experimental

Durante a medida da diferença de pressão é necessário mudar constantemente a posição da tomada de pressão na seção de testes. Devido à proximidade entre as tomadas de pressão e as posições medidas com o *LDV*, existe o risco de, durante uma mudança de posição de tomada, ocorra um acidente e o feixe do laser seja interrompido ou a sonda deslocada, atrapalhando a medida da velocidade. Desta forma, os experimentos para determinação da diferença de pressão ao longo da seção de testes e para a medida dos perfis de velocidade foram realizadas separadamente com sequências distintas.

Antes de todos os experimentos, algumas ações eram tomadas:

-
1. Impressão e preenchimento de uma folha de registro de experimento para a documentação do experimento a ser realizado.

 2. Verificar se todos os conectores e aparatos necessários para a realização dos experimentos estão presentes, não apresentam vazamentos ou defeitos e estão corretamente configurados e conectados.

 3. Realizar a purga do ar de todos os transmissores a serem utilizados no experimento.

 4. Checar se todas as válvulas do CAA estão na posição correta abertas ou fechadas para a realização dos experimentos.

 5. Checar se o volume de água no tanque do CAA está adequado e limpo para a

realização dos experimentos.

6. Checar se a tubulação do *chiller* está preenchida com água e se o ar foi removido.

7. Medir e registrar a temperatura ambiente.

Para a realização dos experimentos para a medida da diferença de pressão ao longo da seção de teste, a seguinte sequência foi observada:

1. Ligar todos os dispositivos e acionar o programa de aquisição de dados do CAA.

2. Caso a temperatura da água do CAA esteja abaixo de 25,5 °C, seguir para o item 3, caso contrário seguir para o item 4.

3. Ligar bomba do CAA na vazão máxima de 12 kg/s e manter a água circulando até que ela alcance 25,5 °C.

4. Ligar o *chiller* com a temperatura configurada para 17,3 °C.

5. Realizar a operação do item 3, caso não tenha sido realizada e monitorar a temperatura da água do CAA até estabilizar em 25,5 °C.

6. Configurar o programa de aquisição de dados do CAA.

7. Conectar o transmissor de pressão a primeira posição de medição.

8. Com a vazão e temperatura estáveis, iniciar o experimento, registrando o primeiro par de tomadas.

9. Parar a gravação de dados

10. Reposicionar as ligações das tomadas de pressão ao transmissor apropriado para a medida da próxima posição de medição.

11. Medir o próximo ponto.

12. Repetir os passo 9 a 11 até medir todas as posições.

13. Desligar o sistema.

14. Gravar os dados para análise.

Antes de iniciar os experimentos para medida dos perfis de velocidade, foram realizados testes para verificar qual a quantidade de particulado na água era necessária para a aquisição dos dados de velocidade. Isto foi feito realizando repetidas medições nos mesmos pontos adicionando repetidas vezes particulado à água e avaliando o impacto da adição na medida e amostragem dos dados. Foi observado que, quando colocado em excesso, o particulado torna a água turva e passa a interferir na medida. Além disto, o particulado usado tem atração pelas paredes de acrílico da seção, aderindo à superfície e dificultando a penetração do laser e aumentando o ruído registrado pelo *LDV*. Desta forma, ao final dos testes decidiu-se por colocar apenas uma pequena quantidade de particulado na água, apenas o suficiente para a realização das medições, porem comprometendo a taxa de amostragem.

Para a realização dos experimentos para medida dos perfis de velocidade ao longo da seção de testes, a seguinte sequência foi observada:

-
1. Ligar todos os dispositivos e acionar os programas de aquisição de dados do CAA, controle da mesa XYZ e de aquisição de dados do *LDV*.

 2. Checar o alinhamento da sonda com a seção de testes. Caso necessário, corrigir refazendo o processo de alinhamento.

 3. Configurar a matriz de pontos a serem medidos no computador controladora da mesa posicionadora XYZ.

 4. Posicionar a mesa XYZ na primeira posição de medida e acionar a opção de controle automático.

 5. Configurar a matriz de pontos a serem medidos no computador do *LDV*.

 6. Configurar os parâmetros de medida no programa do *LDV*.

 7. Caso a temperatura da água do CAA esteja abaixo de 25,5 °C, seguir para o item 8, caso contrário seguir para o item 9.

 8. Ligar bomba do CAA na vazão máxima de 12 kg/s e manter a água circulando até que ela alcance 25,5 °C.

 9. Ligar o *chiller* com a temperatura configurada para 17,3 °C.
-

-
10. Realizar a operação do item 8, caso não tenha sido realizada, e monitorar a temperatura da água do CAA até estabilizar em $25,5\text{ }^{\circ}\text{C}$.

 11. Configurar o programa de aquisição de dados do CAA.

 12. Iniciar o programa de comunicação entre o *LDV* e a mesa *XYZ*.

 13. Com a vazão e temperatura estáveis, iniciar o experimento no programa do *LDV*. Isto dá início a um processo de medição automático de todas as posições programadas.

 14. Iniciar a gravação dos dados do CAA.

 15. Monitorar a temperatura da seção de testes não deixando variar acima de $(25,5 \pm 1)\text{ }^{\circ}\text{C}$.

 16. Ao terminar todas as medidas, desligar o sistema e gravar os dados para análise.
-

Durante os experimentos para a medida dos perfis de velocidade, também foi monitorada e gravada a diferença de pressão entre as tomadas 2 e 9 para verificar a coerência dos resultados nos dois experimentos com relação a esta variável.

3.2. Metodologia Numérica

As simulações numéricas *CFD* de feixes de elemento combustível nuclear foram realizadas no núcleo de *CFD* do Laboratório de Termo-hidráulica do CDTN. O núcleo é composto de seis computadores com as seguintes características: dois processadores INTEL XEON 5520 de 2.2 GHz e quatro núcleos de processamento real cada; 24 GB de memória RAM; 1 TB de memória física e rede de 1 Gbps. Este conjunto de computadores totaliza 48 núcleos de processamento com 144 GB de memória RAM e 6 TB de capacidade de armazenamento, suficiente para simular, em processamento paralelo, casos de até $\sim 40 \times 10^6$ nós ou $\sim 190 \times 10^6$ elementos. Para alcançarem a convergência numérica, as simulações realizadas levaram de 3 horas, para as simulações com até 3 milhões de nós, a 5 dias, para as malhas as malhas com mais de 20 milhões de nós.

O código comercial ANSYS CFX 14.0 (2011) foi utilizado no estudo numérico. Em resumo, o código CFX apresenta as seguintes características numéricas:

- Utiliza o método dos volumes finitos para a solução das equações de transporte *RANS*.
- Apresenta modelos de turbulência de duas equações e de tensões de Reynolds.
- Usa funções de parede para o tratamento da camada limite, com formulações para a subcamada viscosa quando modelos de turbulência empregam a taxa específica da dissipação da turbulência.
- Apresenta esquemas de até segunda ordem para discretização dos termos das equações no tempo e no espaço.
- Soluciona as equações de maneira acoplada em malhas co-localizadas.
- Faz uso das técnicas de aceleração de convergência *Multigrid* algébrico e de passo no tempo virtual para simulações em regime permanente.
- Suporta malhas tridimensionais com elementos de formas prismática, tetraédrica, hexaédrica, piramidal e híbridas, contendo elementos de diferentes formas.

Conforme já descrito, o estudo numérico se dividiu em duas etapas. Na primeira, simulações de uma geometria conhecida de grade espaçadora foram realizadas para a Verificação e Validação do modelo numérico para estudo do escoamento através de grades espaçadoras. Na segunda etapa, o modelo foi aplicado na simulação de uma grade real. A seguir são apresentadas as metodologias aplicadas.

3.2.1. Verificação e validação do modelo numérico com base em dados da literatura

O trabalho de Karoutas et al. (1995) foi usado como referência para esta etapa do estudo por ser um raro caso na literatura onde detalhes geométricos da grade espaçadora e resultados experimentais de medida de velocidade estão disponíveis. Com estes dados foi possível realizar um estudo de V&V do procedimento numérico de simulação adotado. A seguir são apresentados os detalhes das simulações realizadas e do procedimento adotado para a V&V.

3.2.1.1. Geometria e condições de contorno

A seção de testes utilizada por Karoutas et al. (1995) era constituída de um feixe de 5 x 5 varetas com 9,5 mm de diâmetro, estruturadas por quatro grades espaçadoras e inserida em um canal de escoamento de seção quadrada de lado 67,59 mm. A Figura 3.21 mostra a grade espaçadora usada no trabalho de Karoutas et al. (1995).

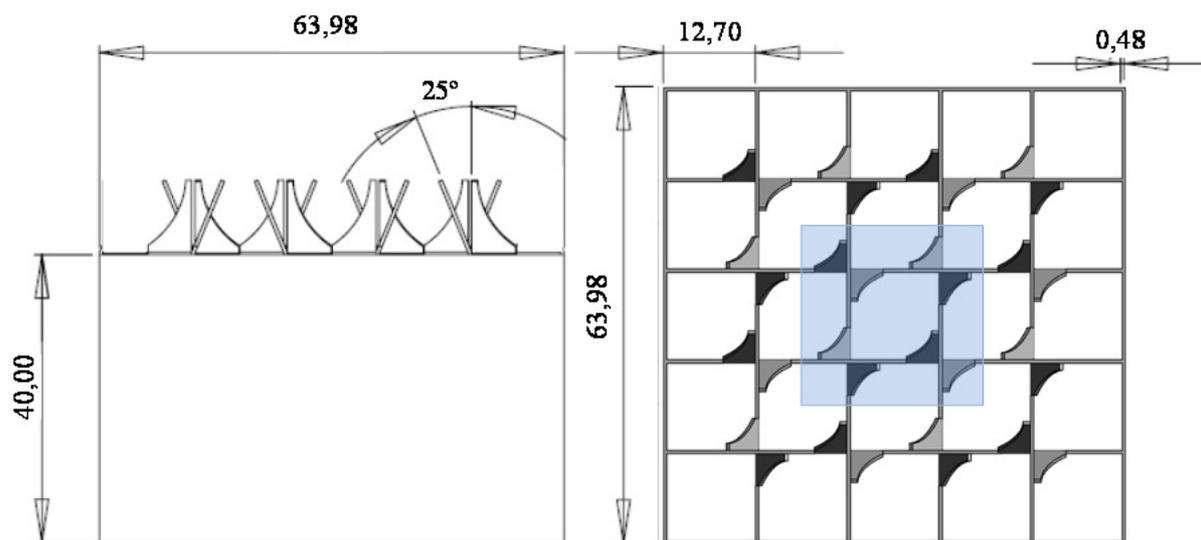


Figura 3.21 – Grade espaçadora de Karoutas et al. (1995) (unidades em milímetros).

O modelo simulado no estudo é apenas a seção central da grade, destacada pela área hachurada na Figura 3.21. Este domínio reduzido foi escolhido para permitir um estudo mais abrangente do efeito do tamanho do elemento de malha.

A grade espaçadora testada por Karoutas et al. (1995) apresenta um padrão uniforme de distribuição das aletas e não apresenta aletas na região periférica da grade, próxima as paredes do envoltório. Isto faz com que os canais no centro da seção de testes fiquem isolados de interferência dos subcanais próximos, permitindo que a simplificação seja realizada. A Figura 3.22 mostra um exemplo dos resultados obtidos de simulações *CFD* preliminares (Navarro e Santos, 2009). A figura apresenta o campo de velocidades lateral, em corte afastado 460 mm da grade espaçadora, e mostra a influência das aletas periféricas e como o escoamento na região central da grade espaçadora sem aletas periféricas é reproduzido da mesma forma para o domínio completo e reduzido.

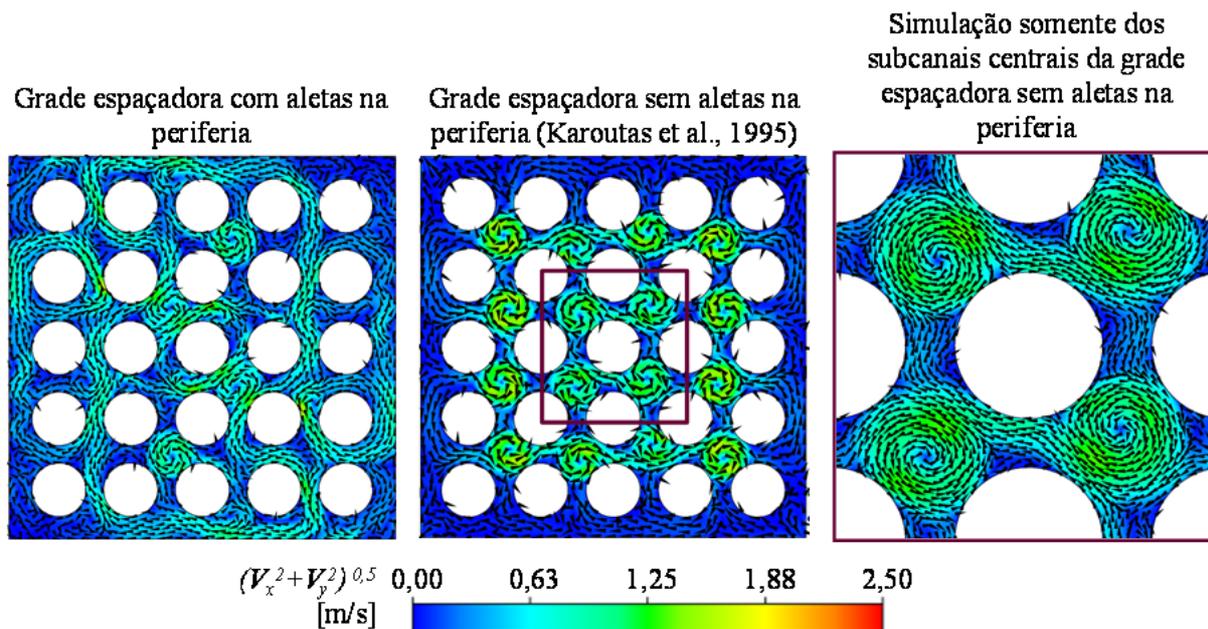


Figura 3.22 – Efeito no campo de velocidade das aletas periféricas nos testes em grades espaçadoras. Campos mostrados a 460 mm do topo da grade. (Fonte: Navarro e Santos, 2009)

Os detalhes geométricos do domínio reduzido simulado são apresentados na Figura 3.23. A geometria simulada representa uma seção do feixe de 2 x 2 varetas com quatro subcanais completos e uma grade espaçadora representando a região central do feixe utilizado por Karoutas et al. (1995). O domínio apresenta um diâmetro hidráulico igual a 12,02 mm e uma área livre de escoamento igual a 359,84 mm². A espessura das chapas metálicas que compõem a grade espaçadora foi incluída no modelo com valor igual a 0,48 mm.

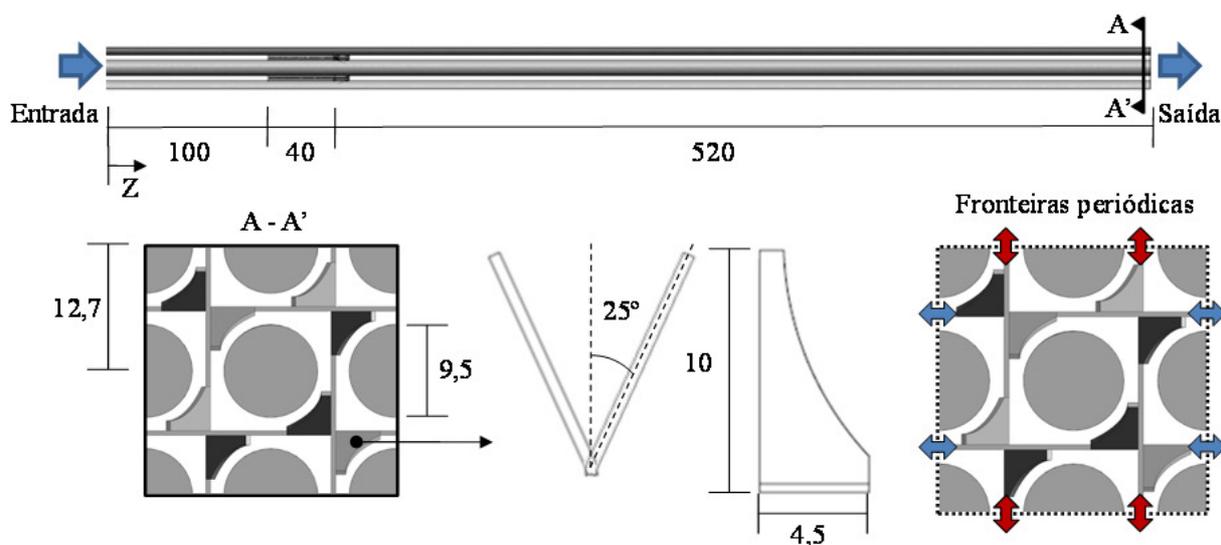


Figura 3.23 – Geometria da grade espaçadora simulada (unidades em milímetros).

As grades espaçadoras possuem molas e suportes (*dimples*) que fornecem rigidez estrutural ao elemento combustível. Não há informações sobre esses dispositivos no trabalho de Karoutas et al. (1995), desta forma optou-se por simplificar estas geometrias, removendo-as do modelo numérico.

A Figura 3.23 também apresenta a posição das condições de contorno aplicadas ao modelo. Os valores e condições aplicados são apresentados na Tabela III.14. Para a simulação foram definidas as mesmas condições presentes nos experimentos realizados por Karoutas et al. (1995). As propriedades físicas da água foram consideradas constantes e definidas segundo a tabela da IAPWS-IF97 (Wagner et al., 2000) para a temperatura e pressão de 26,67 °C e 4,83 bar, respectivamente.

Tabela III.14 – Condições de contorno para a simulação da grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).

Fronteira	Condição de contorno	Valores para as variáveis
Entrada do domínio	Perfil uniforme de velocidade na direção axial	6,79 m/s (normal à superfície) 5% de intensidade turbulenta
Saída do domínio	Pressão estática relativa média	0 Pa
Superfícies das varetas e grade	Paredes lisas sem deslizamento	-
Laterais do domínio	Periodicidade translacional	-

Os resultados experimentais obtidos por Karoutas et al. (1995) não mostram detalhes da condição de entrada. No entanto indicam que a componente lateral de velocidade próxima a grade espaçadora é próxima de zero e o perfil de velocidade axial é aproximadamente uniforme. Quanto à turbulência, os estudos de Yang e Chung (1996b) mostram que há uma forte queda na intensidade turbulenta axial e lateral após a grade espaçadora, estabilizando em 5 % após apenas 10 diâmetros hidráulicos. Essas condições de contorno se constituem em aproximação aceitável da situação real.

3.2.1.2. Parâmetros de malha

Foram geradas seis malhas não estruturadas com elementos híbridos progressivamente refinadas. As malhas geradas apresentaram um núcleo de elementos tetraédricos com camadas de elementos prismáticos (*inflation*) próximos às paredes das varetas e da grade espaçadora. Para capturar os detalhes do escoamento, um refinamento local foi aplicado na grade espaçadora.

No código CFX funções de parede são utilizadas para o cálculo dos parâmetros de escoamento do primeiro elemento fora das paredes (ANSYS CFX 14.0, 2011). A função de parede é calculada com base no escoamento afastado da parede e da distância do primeiro elemento a parede. Como a intenção do estudo é avaliar a influência da malha nos resultados obtidos com diferentes modelos de turbulência, todas as malhas foram geradas com a mesma altura da primeira camada de elementos prismáticos fora da parede, mantendo assim o modelo próximo de parede igual para todas as malhas calculadas. Isto previne que variações de resultados obtidos entre malhas possam ser associadas a alterações no cálculo da função de parede. O valor da altura definida foi o de 0,0067 mm, o que manteve o valor da distância adimensional de parede, y^+ , aproximadamente igual a 11 para todo o domínio.

Para definir um refinamento adequado em malhas não estruturadas com elementos híbridos é necessário utilizar um valor de comprimento de elemento de malha representativo, h_i . Este parâmetro é definido segundo Celik et. al. (2008) pela Equação 3.37.

$$h_i = \left(\frac{\sum_{j=1}^{N_i} Vol_j}{N_i} \right)^{1/3} \quad (3.37)$$

Onde Vol_j é o volume do elemento de malha j e N é o total de elementos da malha i .

Com o h_i é possível definir outro parâmetro muito importante para o estudo, o fator de refinamento r_i , mostrado na Equação 3.38, que representa a razão entre o h_{i+1} de uma malha mais grosseira pelo h_i da malha mais fina subsequente.

$$r_i = \frac{h_{i+1}}{h_i} \quad (3.38)$$

Para que um estudo de malha seja representativo, as malhas usadas devem apresentar um fator de refinamento de no mínimo ~1,3 (Celik et al., 2008) quando se utiliza três malhas, podendo ser de ~1,2 quando são usadas mais malhas. Este valor foi definido com base em experiência e ainda é objeto de estudo. É recomendável que o valor de r_i seja homogêneo, preferencialmente o mesmo entre todas as malhas.

A Tabela III.15 mostra os detalhes dos parâmetros de malha obtidos. Foi obtido um valor de r_i médio entre as malhas igual a 1,27. Um corte transversal das malhas é apresentado na Figura 3.24.

Tabela III.15 – Características das malhas utilizadas no estudo.

Malha i	h_i [mm]	Elementos / Nós	r_i	Camadas de elementos prismáticos	Comprimento de aresta médio dos elementos [mm]	
					Feixe de varetas	Grade espaçadora
1	0,13	102.891.783 / 22.636,557	1,27	4	0,296	0,135
2	0,17	50.512.494 / 12.087.648	1,29	5	0,385	0,175
3	0,21	23.791.151 / 6.159.610	1,24	6	0,500	0,225
4	0,26	12.381.326 / 3.768.827	1,27	7	0,650	0,296
5	0,33	6.083.296 / 2.000.671	1,24	8	0,845	0,385
6	0,42	3.187.324 / 1.201.629	1,27	9	1,100	0,500

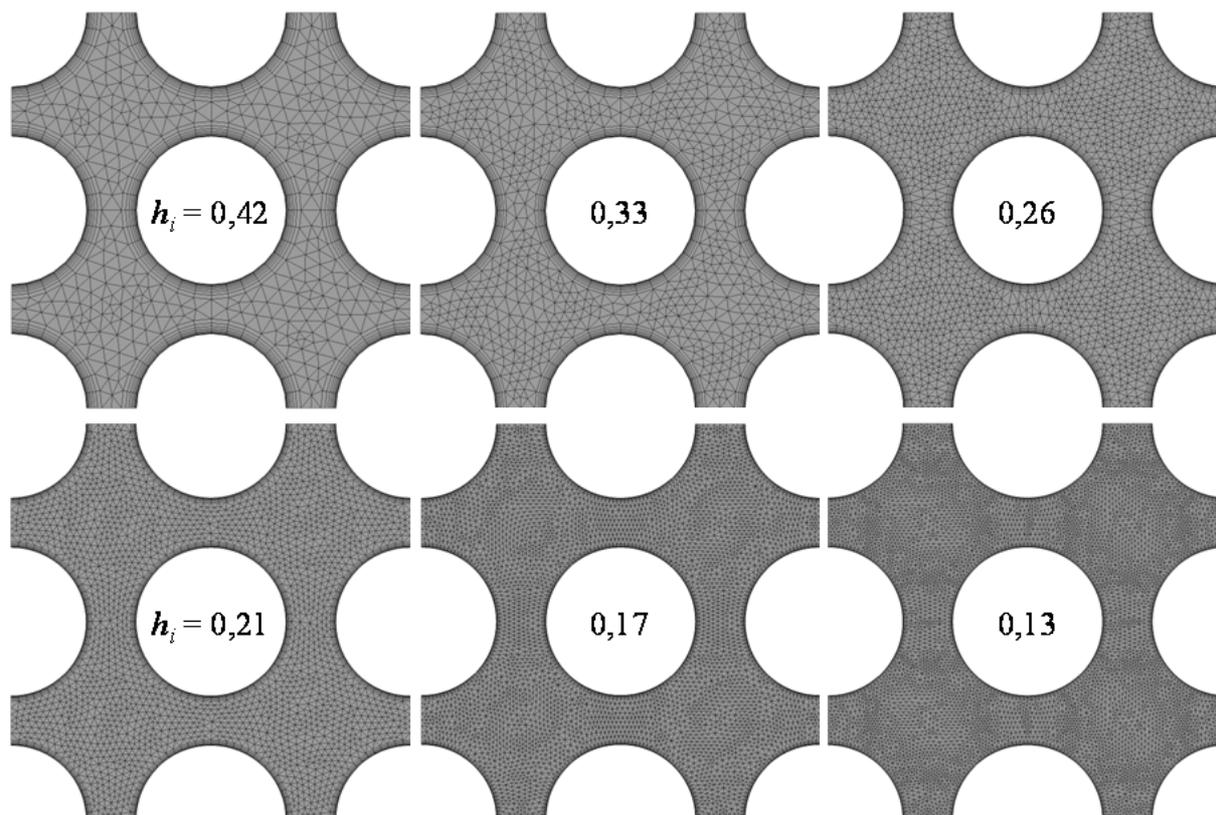


Figura 3.24 – Corte transversal exemplificando as malhas usadas na verificação da solução numérica (h_i em [mm]).

3.2.1.3. Parâmetros numéricos

As equações *RANS* (Reynolds Averaged Navier-Stokes) da continuidade, momentum, energia e turbulência foram solucionadas numericamente utilizando o programa ANSYS CFX 14.0 (2011). Foram aplicados cinco modelos de turbulência em cada uma das seis malhas simuladas: *k-ε*, *RNG k-ε*, *SST (Shear Stress Transport)*, *BSLRS (Baseline Reynolds Stress)* e *SSGRS (Speziale-Sarkar-Gatski Reynolds Stress)*. Estes modelos foram escolhidos para serem os principais modelos para as equações *RANS* disponíveis no código ANSYS CFX 14.0 (2011).

Todas as simulações foram realizadas para o regime permanente utilizando-se o esquema numérico de alta resolução (formalmente de segunda ordem) para a discretização das equações de conservação e do modelo de turbulência. A importância do uso do esquema de alta resolução é demonstrada na Figura 3.25. A figura mostra a variação da diferença de

pressão em função do refinamento da malha obtida aplicando-se o esquema de alta resolução e o esquema *upwind* (esquema de primeira ordem) em simulações preliminares do modelo para grade espaçadora. É possível observar que à medida que a malha é refinada a diferença entre os resultados aumenta muito, alcançando mais de 10 % para a malha mais refinada.

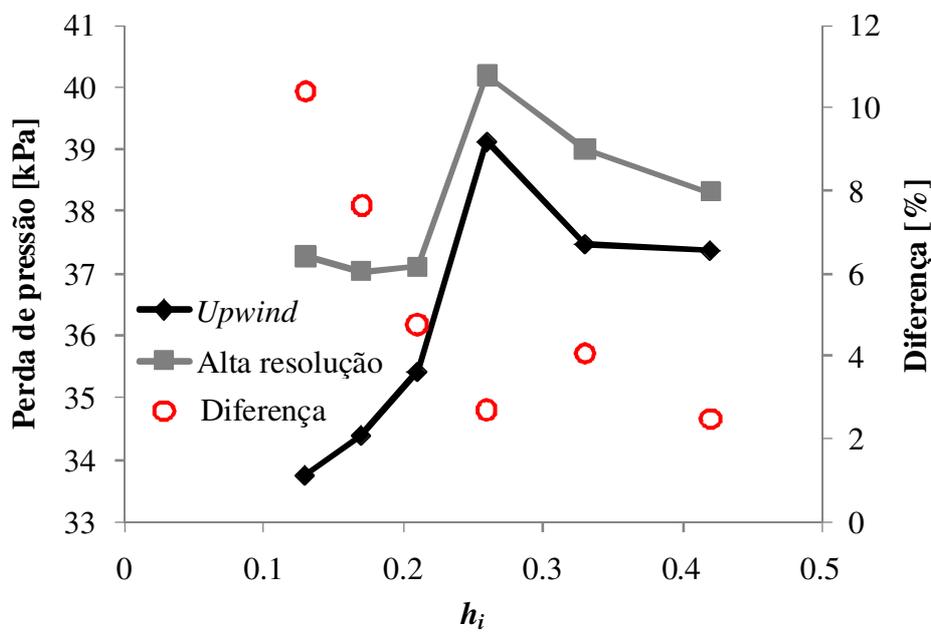


Figura 3.25 – Variação da diferença de pressão com o refinamento de malha para diferentes esquemas de discretização.

As simulações foram realizadas em dupla precisão e convergidas a um resíduo quadrático médio (*RMS*) de 10^{-7} , para minimizar a incerteza devido à solução iterativa das equações. Este alvo foi escolhido após análise do comportamento de convergência do modelo para as variáveis de interesse na simulação do modelo. A Figura 3.26 mostra as variações (valores atuais – valores anteriores) da diferença de pressão total (*DP*), da velocidade lateral (*u*) e energia cinética turbulenta (*k*) média em um plano afastado da grade espaçadora. Pode-se observar que uma convergência completa das variáveis só é alcançada para *RMS* de 10^{-7} e que, para *RMS* entre 10^{-4} e 10^{-5} , a variação dos valores das variáveis é surpreendentemente alta.

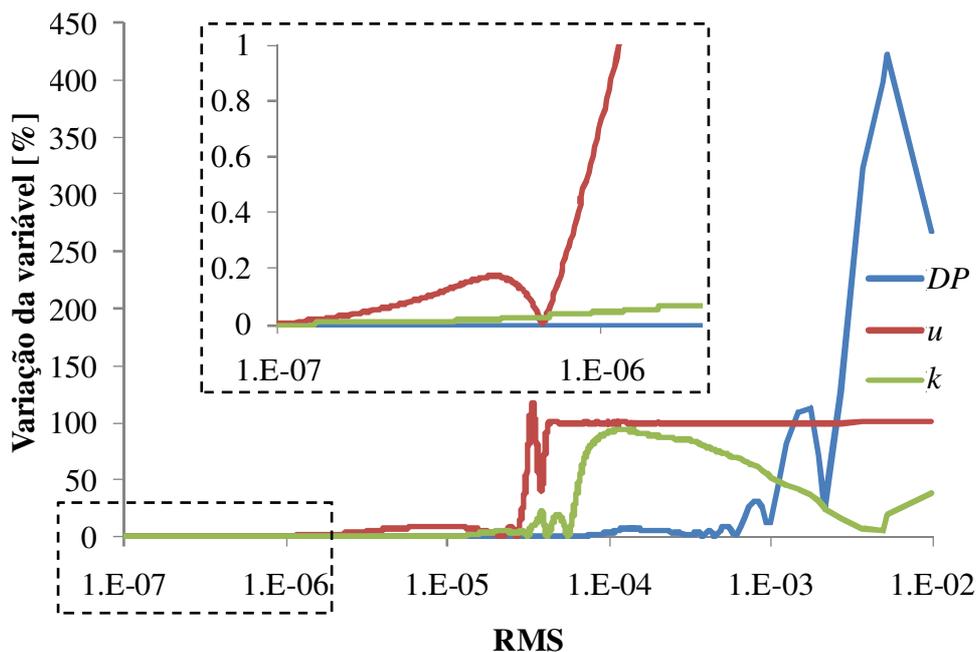


Figura 3.26 – Variação das variáveis DP , u , e k em função do resíduo RMS da solução numérica.

3.2.1.4. Procedimento para Verificação da solução numérica

A verificação da solução numérica foi realizada aplicando-se o conceito do Índice de Convergência de Malha (GCI – *Grid Convergence Index*), criado por Roache (1998) e adotado pela norma *ASME V&V 20* (2009), nos resultados das seis malhas geradas.

O método GCI tem como objetivo determinar um intervalo de confiança de 95 % onde se localiza a solução exata do sistema de equações, ou seja, a incerteza expandida da solução numérica para a discretização. Para obter o intervalo, o método se baseia na determinação da ordem aparente de convergência da simulação, p , através da aplicação da extrapolação de Richardson para um conjunto de simulações com malhas progressivamente refinadas, onde é assumido que os resultados das simulações convergem assintoticamente para o resultado exato da solução do sistema de equação.

A extrapolação de Richardson se baseia na suposição de que as soluções discretas f de uma equação de derivadas parciais são iguais à solução exata mais um valor correspondente a uma série exponencial no espaçamento de malha do tipo:

$$f = f_{exata} + g_1 h + g_2 h^2 + g_3 h^3 + \dots \quad (3.39)$$

Onde as funções g_i são independentes da discretização.

No caso de um método de discretização de segunda ordem, onde $g_1=0$, a ideia então é combinar duas soluções discretas f_1 e f_2 obtidas com malhas de refinamentos h_1 e h_2 ($h_1 < h_2$), obtendo:

$$f_{exata} = \frac{h_2^2 f_1 - h_1^2 f_2}{h_2^2 - h_1^2} + R \quad (3.40)$$

onde R representa os termos de ordem mais alta da série. Utilizando a razão de refinamento de malha $r = h_2/h_1$ e desprezando R , a Equação 3.40 pode ser expressa mais convenientemente em termos de um fator de correção da solução da malha fina:

$$\delta_{num} = f_1 - f_{exata} \cong \frac{f_1 - f_2}{r^2 - 1} \quad (3.41)$$

Em teoria a ordem de convergência deveria ser a ordem do esquema numérico aplicado, mas a prática mostra que isto não é verdade para a maioria dos casos. Assim, a extrapolação de Richardson pode ser generalizada para uma ordem arbitrária p , conforme mostrado na Equação 3.42.

$$f_{exata} \cong f_i + \frac{f_i - f_{i+1}}{r_i^p - 1} \quad (3.42)$$

Da formulação generalizada é possível obter uma estimativa para o erro da malha mais fina E_i e para a da malha intermediária E_{i+1} , mostrados nas Equações 3.43 e 3.44, respectivamente.

$$E_i = \frac{e_i}{r_i^p - 1} \quad (3.43)$$

$$E_{i+1} = \frac{r_i^p e_i}{r_i^p - 1} \quad (3.44)$$

Onde,

$$e_i = |f_{i+1} - f_i| \quad (3.45)$$

O GCI_i para a solução da malha fina, apresentado na Equação 3.46, representa um intervalo com um nível de confiança de 95% de probabilidade no qual a solução exata das equações se encontra. Ele é calculado multiplicando-se um fator de segurança (FS) pela estimativa de erro calculada por uma generalização do método da extrapolação de Richardson:

$$GCI_i = \frac{FS e_i}{r_i^p - 1} \quad (3.46)$$

No caso de três ou mais malhas sugere-se que o valor de 1,25 seja adotado para FS . Para duas malhas o FS sugerido é de 3 (Roache, 1998).

O valor de p pode ser estimado com a utilização do resultado de três simulações com malhas progressivamente refinadas. Considerando três malhas com $h_i < h_{i+1} < h_{i+2}$ e r_i variável, p pode ser calculado utilizando a Equação 3.47.

$$p = \frac{\ln|e_{i+1} / e_i| + q(p)}{\ln(r_i)} \quad (3.47)$$

$$q(p) = \ln\left(\frac{r_i^p - s}{r_{i+1}^p - s}\right) \quad (3.48)$$

$$s = 1 \cdot \text{sng}(e_{i+1} / e_i) \quad (3.49)$$

Onde o operador sng é a função sinal, sendo $sng(x) = -1$ para $x < 0$, $sng(x) = 0$ para $x = 0$ e $sng(x) = 1$ para $x > 0$.

Para evitar valores exagerados na estimativa de incerteza Celik et al. (2008) e a norma ASME V&V 20 (2009) recomendam que o valor de p seja limitado ao valor máximo teórico, que no caso do esquema de discretização de alta resolução é 2, e ao valor mínimo de 1.

O método GCI pode ser aplicado diretamente na avaliação de grandezas integrais, como a diferença de pressão, ou grandezas locais, como a velocidade. No entanto, para perfis de variáveis locais ao longo de um comprimento, recomenda-se o uso do valor médio de p calculado ao longo do perfil avaliado. Esta ação minimiza sobre e subestimativas locais da incerteza numérica, fornecendo uma informação geral da convergência da variável nessa região do escoamento (Celik et al., 2008).

A incerteza expandida devido à discretização espacial do domínio de solução é normalmente o erro dominante de simulações CFD e é equivalente ao valor de GCI_i :

$$U_d = GCI_i \quad (3.50)$$

O cálculo da incerteza expandida numérica total, U_{num} , objetivo final do processo de verificação, foi proposto por Stern et al. (2001) assumindo que as fontes de incerteza são independentes e é apresentada na Equação 3.51.

$$U_{num} = \sqrt{U_d^2 + U_{ite}^2 + U_a^2} \quad (3.51)$$

Onde U_a é a incerteza expandida devido a erro de arredondamento que tem o valor de 10^{-8} para precisão simples e 10^{-16} para precisão dupla e U_{ite} é a incerteza expandida devido ao processo de solução iterativa das equações.

A incerteza expandida devido ao processo de solução iterativa, U_{ite} , está relacionada a não linearidade de termos das equações, aos procedimentos iterativos de solução e ao não acoplamento total do sistema de equações, o qual exige ciclos iterativos adicionais para que o

acoplamento da solução seja realizado. A influência desta fonte foi investigada e minimizada com o estudo de convergência realizado e sua contribuição para a incerteza total foi considerada desprezível.

O resultado final do processo de verificação de uma solução numérica é um intervalo, com 95% de confiança, no qual o resultado exato de uma determinada variável para uma malha com elementos tendendo a comprimento zero da simulação está localizado. De forma alguma a verificação fornece informações sobre a proximidade da simulação da situação real.

3.2.1.5. Procedimento para Validação da solução numérica

De acordo com a norma *ASME V&V 20* (2009), o objetivo da validação é estimar o erro do modelo dentro de uma faixa de incerteza. Isto é obtido através da comparação dos resultados da simulação, S , com os experimentais, D , em cada ponto de validação.

Um exemplo de resultado de um processo de validação é mostrado na Figura 3.27, onde um resultado experimental é comparado a um numérico. Desta comparação pode ser definido como erro de comparação, E , a diferença entre D (experimental) e S (numérico), apresentado na Equação 3.52.

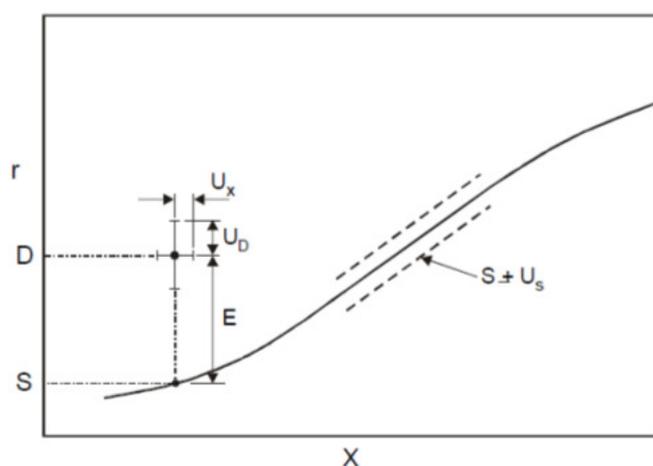


Figura 3.27 – Exemplo de comparação de validação (Fonte: Stern et al., 2001).

$$E = D - S \quad (3.52)$$

O valor real desconhecido pode ser definido como o resultado da simulação ou do experimento menos um erro, conforme mostrado nas Equações 3.53 e 3.54. Substituindo estas equações na Equação 3.52, obtém-se uma relação entre o erro de comparação e os erros da simulação e do experimento, mostrado na Equação 3.55.

$$D = \text{Valor real} - \delta_{\text{exp}} \quad (3.53)$$

$$S = \text{Valor real} - \delta_{\text{sim}} \quad (3.54)$$

$$E = \delta_{\text{sim}} - \delta_{\text{exp}} \quad (3.55)$$

O erro da simulação pode ser decomposto em três erros: erro de entrada de dados (δ_{input}), que é devido aos erros nos parâmetros geométricos e de condições de contorno; erro numérico (δ_{num}), que é devido à solução numérica das equações, e erro de modelagem (δ_{modelo}), devido a erros do modelo matemático aplicado (Stern et al., 2001). Aplicando esta decomposição na Equação 3.55 e isolando o erro de modelagem, é obtida a relação mostrada na Equação 3.56.

$$\delta_{\text{modelo}} = E - (\delta_{\text{num}} + \delta_{\text{input}} - \delta_{\text{exp}}) \quad (3.56)$$

Muito debate ocorreu quanto à interpretação dos erros de entrada e numéricos como estocásticos ou determinísticos, e como deveriam ser tratados em uma análise de incerteza. Apesar de muito criticado por Oberkampf e Trucano (2000), o entendimento que prevaleceu, e adotado pela norma ASME V&V 20 (2009), foi o de Stern et al. (2001) que interpreta que os erros numéricos e de entrada podem ser convertidos em incerteza, independentemente da interpretação da característica destes, segundo os mesmos princípios usados na análise da incerteza experimental. Apesar de o entendimento ser aceito, ainda há controvérsias entre especialistas a respeito deste passo, o que é destacado na norma.

Considerando este entendimento, segundo Stern et al. (2001) uma incerteza expandida de validação, U_{val} , pode ser definida como a estimativa do desvio de uma população devido à

combinação dos erros entre parênteses da Equação 3.56, de tal forma que o erro do modelo numérico esteja na faixa de $[E + U_{val}, E - U_{val}]$, ou seja:

$$\delta_{\text{modelo}} = E \pm U_{val} \quad (3.57)$$

Assumindo que todas as fontes de incerteza são independentes, U_{val} pode ser definida como:

$$U_{val} = \sqrt{U_{num}^2 + U_{input}^2 + U_{exp}^2} \quad (3.58)$$

Onde U_{input} e U_{exp} são as incertezas expandidas dos dados de entrada e experimental, respectivamente.

A estimativa da incerteza de validação é fundamental para o processo de validação. Neste estudo foram avaliadas as incertezas experimentais e numéricas. A incerteza devido aos dados de entrada não foi abordada neste estudo.

A incerteza devido aos dados de entrada não é desprezível, contribuindo significativamente para a incerteza total de validação. No entanto, ainda há muita discussão sobre como avaliar esta incerteza. A norma *ASME V&V 20* (2009) apresenta um procedimento que ela mesma sugere cautela na sua aplicação. Para avaliar esta fonte de incerteza é preciso avaliar quais são as incertezas dos dados usados para a construção do domínio de simulação e definição das condições de contorno. É necessário então compreender como estes dados afetam os resultados e quais os efeitos combinados destas incertezas. Isto é feito através de simulações. Para casos com geometrias complexas, como a da grade espaçadora, o que se obtém é uma matriz de simulações com centenas ou até milhares de pontos. Isto torna inviável esta avaliação. O desafio de quantificar esta incerteza está presente em todas as áreas de simulação numérica, especialmente quando aplicadas a área nuclear, sendo diversos estudos recentes dedicados à busca por técnicas para a melhor avaliação dessa incerteza (D'Auria e Petruzzi, 2011).

No processo de validação realizado foram avaliadas variáveis integrais e locais com base em dados experimentais e correlações disponíveis na literatura. Todas as avaliações foram realizadas nas posições de medição do trabalho de Karoutas et al. (1995), o qual mediu o

perfil de velocidades axial (V_{axial}) e lateral (V_{lat}) ao longo do centro de dois subcanais, nas posições mostradas na Figura 3.28.

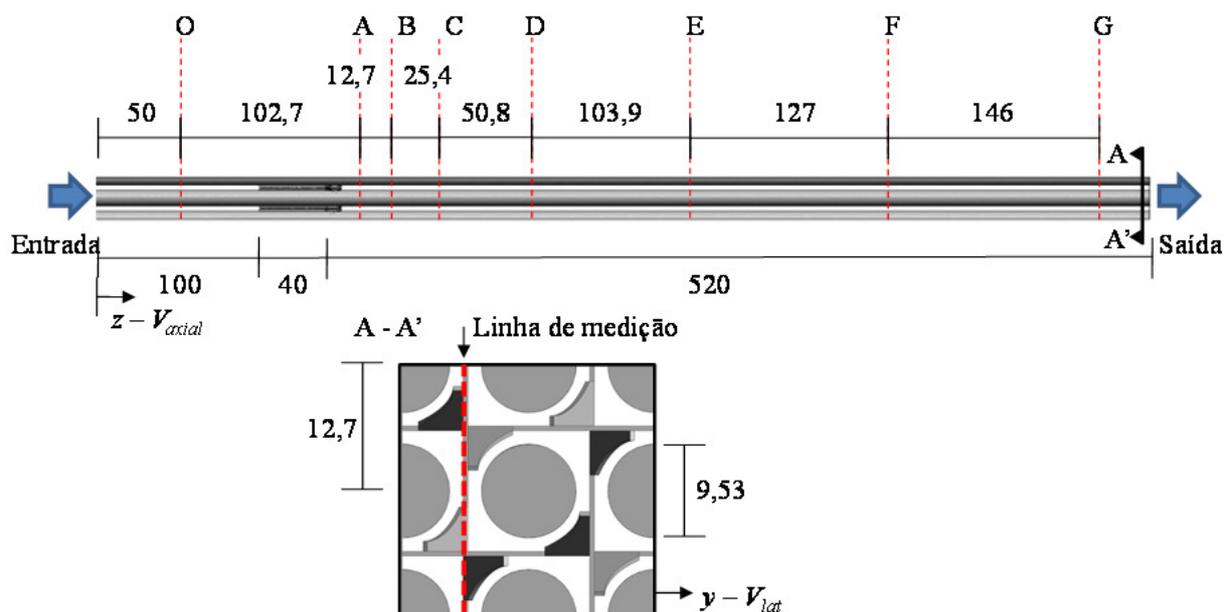


Figura 3.28 – Posições de medição no trabalho de Karoutas et al. (1995) (unidades em [mm]).

No processo de validação, as seguintes variáveis foram analisadas nas posições de medição indicadas na Figura 3.28:

Diferença de pressão (DP) – calculada utilizando-se a metodologia semi-empírica desenvolvida por Chun e Oh (1998) e In et al. (2002), apresentada no ANEXO A, que fornece estimativas para a diferença de pressão com incerteza de 15%. Foram avaliadas as perdas de pressão entre a posição O e A (DP_{grade}), que inclui a grade espaçadora, e a entre as posições A e G ($DP_{varetas}$).

Intensidade turbulenta média (I) – calculada utilizando-se uma regressão dos dados experimentais obtida por meio da medida de velocidade utilizando LDV por Yang e Chung (1996b), com incerteza igual a 10%, em diversas posições após uma grade espaçadora similar àquela testada por Karoutas et al. (1995). A intensidade turbulenta, I , foi obtida numericamente aplicando-se a Equação 3.59 em planos nas posições de medição, onde $k = 1/2(\overline{u'^2} + \overline{v'^2} + \overline{w'^2})$ é a energia cinética turbulenta, dA é a área da seção do elemento de malha cortado pelo plano e A é a área livre no plano. Para os modelos de turbulência de duas

equações a turbulência é considerada isotrópica, sendo k calculada diretamente por uma equação de transporte. Já para os modelos de tensões de Reynolds a turbulência é anisotrópica, sendo cada componente das tensões turbulentas levadas em conta individualmente no cálculo de k .

$$I = \frac{100}{A} \int \frac{\sqrt{2k/3}}{V_{axial}} dA [\%] \quad (3.59)$$

Movimento secundário médio (SF) – calculado utilizando-se as medidas de velocidade axial (V_{axial}) e lateral (V_{lat}) feitas por Karoutas et al. (1995). SF pode ser interpretado como o movimento lateral médio da água passando através do elemento combustível e foi calculado numericamente e experimentalmente ao longo da linha de medição aplicando-se a Equação 3.60, onde dx é a distância entre pontos medidos e L é o comprimento total da linha avaliada. A incerteza total das medidas de velocidade não foram fornecidas no trabalho de Karoutas et al. (1995), no entanto, com as informações disponíveis foi estimada uma incerteza experimental de 10% para o SF .

$$SF = \frac{1}{L} \int \frac{|V_{lat}|}{V_{axial}} dx \quad (3.60)$$

Perfis de velocidade ao longo da seção de testes – avaliado utilizando-se as medidas de V_{axial} e V_{lat} feitas por Karoutas et al. (1995) com incerteza estimada de 1%.

3.2.2. Avaliação do procedimento numérico aplicado à grade experimentalmente testada

O modelo numérico proposto no estudo anterior foi aplicado para a grade espaçadora testada experimentalmente no Laboratório de Termo-hidráulica do CDTN. A seguir são apresentados os detalhes das simulações realizadas e os processos de Verificação e Validação aplicados.

3.2.2.1. Geometria e condições de contorno

A Figura 3.29 mostra a geometria da grade espaçadora testada experimentalmente e do domínio de solução. Ao contrário da grade do trabalho de Karoutas et al. (1995), a grade testada apresenta aletas de periferia o que impede a realização da simplificação do domínio. Desta forma, foi simulado o domínio completo com 5 x 5 varetas. A geometria da grade espaçadora não sofreu simplificações, contendo todos os detalhes de molas e suportes (*dimples*).

Outro detalhe presente são as duas regiões hachuradas na Figura 3.29. Na grade utilizada na central nuclear estas posições são ocupadas por tubos guias e não apresentam aletas de mistura. Para manter o padrão alternado de aletas nestas regiões, foram adaptadas pequenas tiras retiradas de outras regiões da grade espaçadora. Assim, estas regiões ficaram com aletas no mesmo padrão do restante da grade, no entanto com uma espessura dupla de tira de metal. Este processo foi realizado no experimento e modelado no domínio de solução. O domínio apresenta um diâmetro hidráulico igual a 12,24 mm.

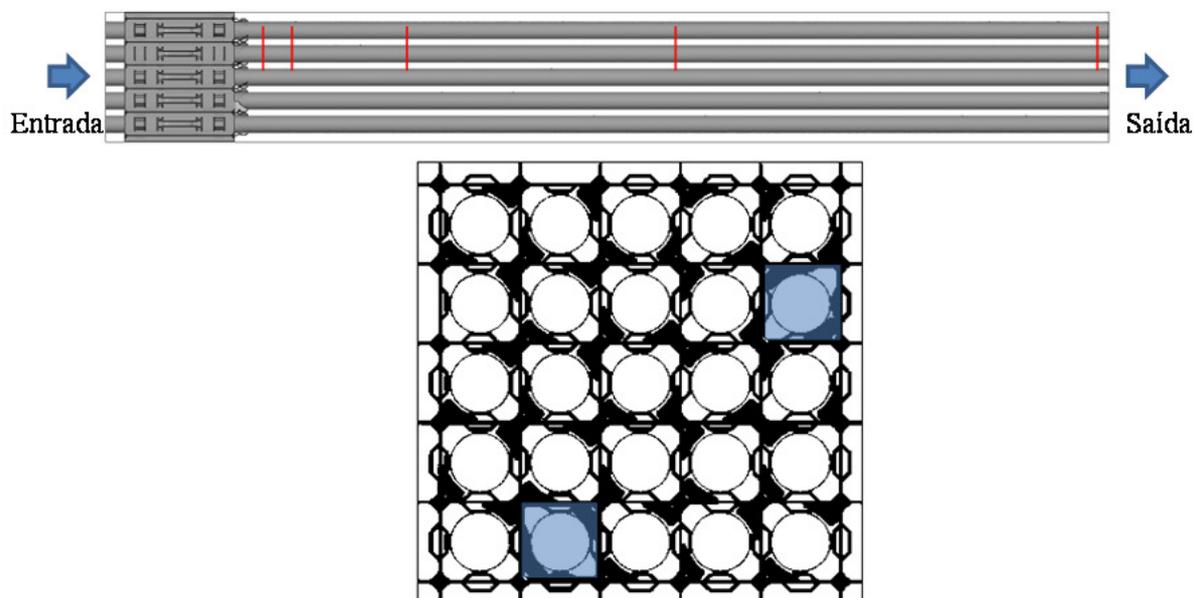


Figura 3.29 – Geometria da grade espaçadora testada experimentalmente e do domínio de solução.

A Figura 3.29 também apresenta as superfícies onde foram aplicadas as condições de contorno de entrada e saída do domínio. Os valores e condições aplicados são apresentados na Tabela III.16. Para a simulação foram definidas as condições experimentais, próximas das aplicadas no estudo anterior. As propriedades físicas da água foram consideradas constantes e definidas segundo a tabela da IAPWS-IF97 (Wagner et. al., 2000) para a temperatura e pressão de 26,32 °C e 3,72 bar, respectivamente.

Tabela III.16 – Condições de contorno para a simulação da grade espaçadora experimentalmente testada.

Fronteira	Condição de contorno	Valores para as variáveis
Entrada do domínio	Perfil uniforme de velocidade na direção axial	3,96* m/s (normal à superfície) 5% de intensidade turbulenta
Saída do domínio	Pressão estática relativa média	0 Pa
Superfícies das varetas e grade	Paredes lisas sem deslizamento	-

* Determinado com base no experimento realizado.

3.2.2.2. Parâmetros de malha

Devido ao tamanho do domínio, quase dez vezes maior do que o utilizado no estudo anterior, apenas uma malha não estruturada com elementos híbridos foi gerada. Assim como no estudo anterior, a malha gerada apresentou um núcleo de elementos tetraédricos com camadas de elementos prismáticos (*inflation*) próximos às paredes das varetas e da grade espaçadora e um refinamento local aplicado à grade espaçadora para capturar os detalhes do escoamento nesta região.

A Tabela III.17 mostra os detalhes dos parâmetros de malha obtidos. Esta malha apresenta as mesmas características da malha 4 utilizada no estudo anterior. É importante salientar que o número de elementos/nós da malha gerada exigiu toda a capacidade computacional disponível no Laboratório de Termo-hidráulica do CDTN. Uma vista isométrica da malha próxima à grade espaçadora é apresentada na Figura 3.30.

Tabela III.17 – Característica da malha gerada para a grade espaçadora testada.

h_i [mm]	Elementos / Nós	Camadas de elementos prismáticos	Comprimento médio da aresta dos elementos [mm]	
			Feixe de varetas	Grade espaçadora
0,24	111.053.778 / 36.990.018	7	0,650	0,296

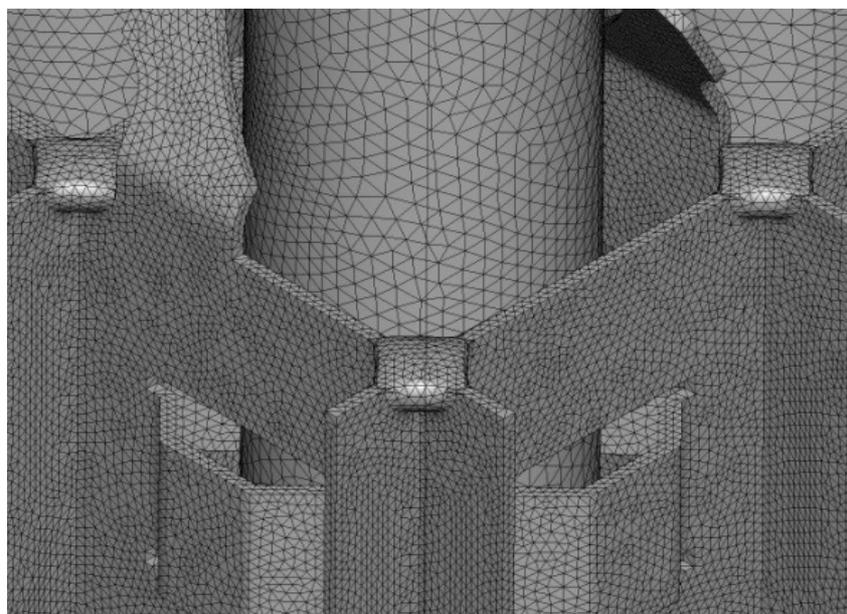


Figura 3.30 – Detalhe da malha próxima à região da grade espaçadora.

3.2.2.3. Parâmetros numéricos

As simulações foram realizadas utilizando os mesmos parâmetros numéricos do estudo anterior. Neste estudo também foram testados cinco modelos de turbulência: k - ϵ , RNG k - ϵ , SST (*Shear Stress Transport*), $BSLRS$ (*Baseline Reynolds Stress*) e $SSGRS$ (*Speziale-Sarkar-Gatski Reynolds Stress*).

Todas as simulações foram realizadas para o regime permanente utilizando o esquema numérico de alta resolução (formalmente de segunda ordem) para a discretização das equações de conservação e do modelo de turbulência.

As simulações foram realizadas em dupla precisão e configuradas para serem convergidas a um resíduo quadrático médio (RMS) de 10^{-7} , para minimizar a incerteza devido à solução

iterativa das equações. No entanto, o comportamento de convergência observado foi totalmente diferente do estudo anterior. Algumas simulações convergiram até o resíduo 10^{-4} , para outras até menos, estabilizando de modo oscilante. A alternativa encontrada foi monitorar o valor da velocidade, energia cinética turbulenta e diferença de pressão em seis pontos ao longo do domínio durante a simulação. Os valores destas variáveis convergiram após ~2500 iterações para os modelos *SST* e *BSLRS*. Os modelos *k-ε* e *RNG k-ε* apresentaram resultados piores, com oscilações de $\pm 5\%$ em torno de um valor médio. Essa oscilação foi levada em consideração no cálculo da incerteza numérica da solução destes dois modelos de turbulência, sendo a amplitude de oscilação das variáveis considerada uma incerteza devido a convergência numérica. A simulação com o modelo *SSGRS* não convergiu e foi descartada desta etapa do estudo.

3.2.2.4. Procedimento para Verificação e Validação da solução numérica

Devido ao domínio de solução e limites da capacidade computacional disponível, apenas uma malha foi gerada e simulada para o estudo da grade espaçadora testada experimentalmente. Desta forma, não foi aplicado o procedimento de verificação da simulação como descrito para o estudo anterior. No entanto, uma estimativa da incerteza numérica foi realizada com base na extrapolação dos resultados do estudo anterior.

A norma *ASME V&V 20* (2009) aborda discretamente o tema da extrapolação do resultado da verificação, indicando apenas que não existe qualquer procedimento consolidado a este respeito e deixando a cargo do usuário a extrapolação. De fato, não há procedimentos na literatura bem definidos para a extrapolação dos resultados de verificação.

Neste trabalho foi proposto um procedimento para obter uma estimativa para a incerteza numérica com base na extrapolação dos resultados obtidos no estudo de verificação da solução realizado no estudo anteriormente descrito. Desta forma, há uma maneira de obter uma estimativa para a incerteza numérica para a simulação da grade espaçadora testada experimentalmente e avaliar de forma mais completa a validação do resultado.

Para se definir um procedimento de extrapolação da incerteza numérica foram considerados os seguintes fatores complicadores:

1. Devido a limitações computacionais, a malha utilizada no estudo do feixe 5 x 5 apresentou parâmetros iguais a malha 4 do estudo anterior em feixe 2 x 2.
2. As variáveis avaliadas foram extraídas em diferentes posições axiais relativas às do estudo anterior.
3. A incerteza numérica da velocidade varia ao longo do comprimento avaliado.

Considerando o primeiro fator complicador, a ação intuitiva seria o de extrapolar diretamente a incerteza obtida para a malha 4 no estudo anterior. No entanto, as estimativas de incerteza numérica são obtidas por meio do cálculo do *GCI* (Equação 3.46) com base nos resultados de malhas com um número menor de elementos. O *GCI* por sua vez, representa uma tentativa de estimar o intervalo de variação do resultado para uma malha tendendo a elementos com volume zero, ou seja, infinitos elementos. Como a estimativa deste intervalo para a malha 4 é feita utilizando o resultado obtido em malhas grosseiras, ele não representa uma boa estimativa do comportamento da variável para malhas mais refinadas. De fato, pode-se considerar que quanto mais refinada uma malha, mais acurada é sua solução e mais próxima do resultado exato do modelo numérico (Roache, 2009). Desta forma, é mais coerente utilizar a estimativa de incerteza obtida para a malha mais refinada do estudo, já que para a estimativa do intervalo de incerteza numérica foram usados os resultados obtidos nas malhas mais finas. Para levar em consideração a diferença de resultados entre as malhas, deve ser somada a incerteza extrapolada à diferença observada entre os resultados da malha mais fina, malha 1, e a malha usada, malha 4, o que representa a incerteza conhecido da malha utilizada.

Considerando o argumento apresentado, a extrapolação da incerteza numérica foi realizada extrapolando a incerteza obtida para a malha mais fina, acrescentando ao seu valor a variação do valor da variável avaliada, ϕ , entre as malhas mais fina e a malha utilizada, conforme mostrado na Equação 3.61.

$$\left(u_{\text{num para } \phi}\right)_{\text{extrapolada}} = \left(u_{\text{num para } \phi \text{ com a malha fina}} + \left|\phi_{\text{malha fina}} - \phi_{\text{malha usada}}\right|\right)_{\text{estudo de referência}} \quad (3.61)$$

Considerando o segundo fator complicador, para levar em consideração a variação da incerteza ao longo do domínio, foi realizado uma interpolação linear da incerteza, calculada segundo a Equação 3.61, ao longo do sentido axial do domínio, considerando uma dimensão adimensional parametrizada da distância em relação ao topo da grade da posição dividida pelo passo entre varetas. Desta forma, a incerteza pode ser extrapolada para a avaliação da incerteza numérica da simulação da grade testada experimentalmente em qualquer posição axial.

Devido ao terceiro fator complicador, a extrapolação da incerteza do perfil de velocidades foi realizada utilizando-se o valor médio ao longo com comprimento avaliado da incerteza numérica, calculada segundo a Equação 3.61.

É importante salientar que o procedimento de extrapolação adotado fornece apenas uma estimativa grosseira da incerteza numérica, útil para auxiliar na avaliação dos resultados da validação.

A validação foi realizada aplicando o mesmo procedimento descrito para o estudo anterior. Todas as variáveis analisadas foram retiradas do cálculo numérico nas mesmas posições onde os dados experimentais foram medidos.

No processo de validação, as seguintes variáveis foram analisadas nas posições onde foram realizadas as medições experimentais:

Diferença de pressão (DP_{num}) – validada contra os valores obtidos experimentalmente e utilizando a metodologia desenvolvida por Chun e Oh (1998) e In et. al. (2002), apresentada no ANEXO A.

Intensidade turbulenta média (I_{num}) – validada contra os valores obtidos experimentalmente e os obtidos da regressão dos dados experimentais de Yang e Chung (1996b) em todas as alturas medidas. A intensidade turbulenta média numérica, I_{num} , foi obtida aplicando a Equação 3.62 e utilizando os valores médios da energia cinética turbulenta, k , e velocidade axial das três linhas de medição para cada cota de medição axial mostrada na Figura 3.15.

$$I = \frac{\sqrt{2k/3}}{\bar{V}_{axial}} \quad (3.62)$$

Movimento secundário médio (SF_{num}) – validado contra os valores obtidos experimentalmente. O movimento secundário médio numérico, SF_{num} foi calculado por meio da Equação 3.63 e utilizando os valores médios obtidos nas três linhas de medição para cada cota de medição axial mostrada na Figura 3.15. A velocidade lateral média foi calculada utilizando-se a mesma componente de velocidade medida experimentalmente.

$$SF_{num} = \frac{|\bar{V}_{lateral}|}{\bar{V}_{axial}} \quad (3.63)$$

Perfis de velocidade ao longo da seção de testes – validado contra os valores obtidos experimentalmente.

A seguir são apresentados e discutidos todos os resultados obtidos neste trabalho.

4. Resultados

A apresentação e discussão dos resultados foram divididas em duas seções. Na primeira, são apresentados os resultados obtidos nas simulações da grade espaçadora do trabalho de Karoutas et al. (1995) e do processo de V&V realizado. Na segunda, resultados de simulações numéricas e testes experimentais de um segmento com 5 x 5 varetas com grades espaçadoras são apresentados.

4.1. Verificação e Validação do modelo numérico com base em dados da literatura

Não há consenso entre especialistas da área de Verificação e Validação com relação ao que se limita o modelo numérico e como este é definido (Roach, 2009; Oberkampf e Trucano, 2000). No entanto, é de fundamental importância definir o que compreende o modelo numérico para que se saiba o que esta sendo verificado e validado.

Neste trabalho um conceito abrangente de modelo numérico é considerado onde todos os aspectos numéricos são considerados como componente do modelo numérico, incluindo os procedimentos de simulação numérica, o código usado, equações resolvidas (função de parede, modelo de turbulência, etc.), todas as características da malha, método de solução e parâmetros numéricos. Desta forma, a Verificação e Validação realizada do modelo numérico só é válida quando todos os parâmetros do modelo forem idênticos, ou seja, os valores de incerteza e erros obtidos só são confiáveis quando uma simulação utilizar o modelo numérico com todas as características apresentadas neste trabalho. Qualquer alteração de código, modelo de turbulência, etc, caracteriza um novo modelo numérico, o qual necessitará de nova verificação e validação. Isto limita a extrapolação dos dados obtidos a modelos similares, impedindo que, por exemplo, os resultados deste trabalho sejam utilizados para justificar a utilização de um modelo de turbulência ou parâmetro de malha por uma simulação com outro código *CFD*. No entanto, a definição utilizada para o modelo numérico permite que este seja aplicado com maior confiabilidade, já que todos os aspectos que influenciam a simulação foram considerados.

A seguir são apresentados os resultados de cada variável analisada individualmente. Ao final é apresentada uma síntese dos resultados obtidos com uma análise geral.

4.1.1. Diferença de pressão DP

A Figura 4.1 apresenta os resultados da queda de pressão relativa (DP/DP_0), definida na Equação 4.1, ao longo do feixe de varetas após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995) obtido numericamente com cinco modelos de turbulência utilizando a malha 1, a mais refinada, e aqueles calculados usando a correlação de Chun e Oh (1998) e In et al. (2002).

$$\frac{DP}{DP_0} = \frac{P_i - P_G}{(P_0 - P_G)_{\text{Chun e Oh (1998) e In et al. (2002)}}} \quad i = O, A, B, C, D, E \text{ ou } G \quad (4.1)$$

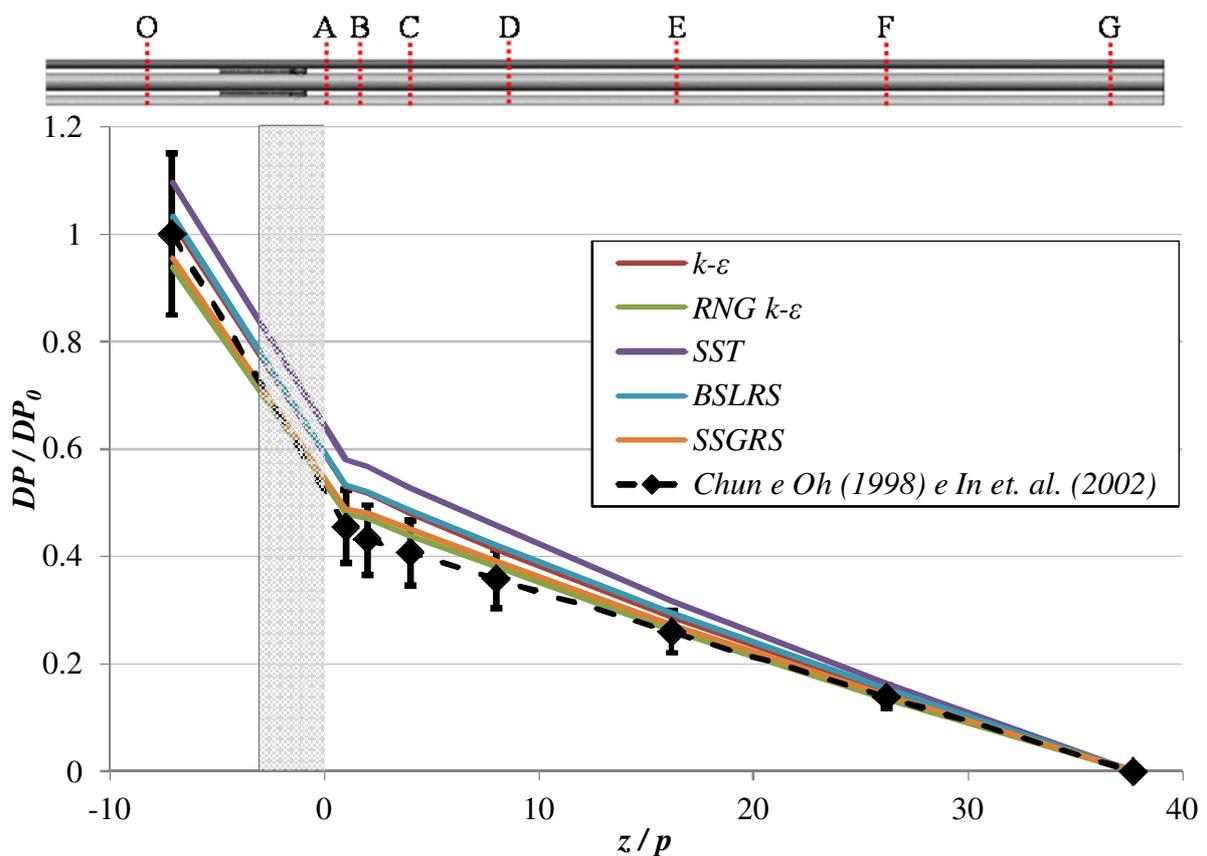


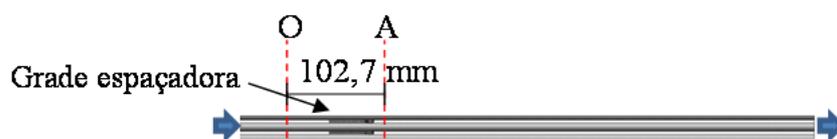
Figura 4.1 – Queda de pressão numérica e analítica ao longo do feixe de varetas.

A Figura 4.1 mostra que todos os modelos de turbulência apresentaram valores de DP/DP_0 na posição O, que representa a diferença de pressão relativa total ao longo do feixe, dentro da faixa de incerteza da correlação.

O resultado apresentado na Figura 4.1 é a forma usualmente utilizada para a validação de resultados numéricos na literatura (Karoutas et al., 1995, Campbell et al., 2005, Liu e Ferng, 2010), onde se observa o comportamento da variável ao longo do domínio e se tem uma comparação gráfica dos resultados obtidos em relação à referência usada para a validação. Apesar de fornecer informações importantes e úteis, a forma clássica de validação não fornece dados quantitativos do erro de modelagem e incertezas numéricas o que torna difícil uma avaliação detalhada dos resultados. Não há informação que indique, por exemplo, o efeito da variação da malha no resultado do modelo, ou seja, se este modelo numérico for usado aplicando uma malha um mais/menos refinada, qual seria a possível variação no resultado. A ausência deste tipo de informação reduz a confiança nos resultados obtidos e na consistência da aplicação do procedimento numérico para a simulação de outros casos semelhantes. Uma credibilidade maior nos resultados pode ser obtida através do processo de V&V, que é apresentado a seguir.

Para melhor identificar o efeito da malha e o erro de modelagem nas diferentes regiões simuladas do feixe de varetas, no estudo de V&V a DP foi dividida em duas componentes: DP da grade espaçadora (DP_{grade}) e DP do feixe de varetas ($DP_{varetas}$).

A Tabela IV.1 apresenta os resultados do estudo de verificação da solução numérica da DP_{grade} , calculada entre as posições de medição O e A, conforme esquema, para os cinco modelos de turbulência testados. São apresentados os valores da incerteza numérica devido à malha, GCI (Equação 3.46) e do índice de convergência de malha, p (Equação 3.47).

Tabela IV.1 – Resultados do estudo de verificação da solução para a DP_{grade} .

Parâmetro	$k-\varepsilon$ [kPa]	$RNG\ k-\varepsilon$ [kPa]	SST [kPa]	$SSGRS$ [kPa]	$BSLRS$ [kPa]
$DP_{malha\ 1}$	18,032	16,835	18,787	17,014	18,225
$DP_{malha\ 2}$	18,195	17,242	19,049	17,255	18,416
$DP_{malha\ 3}$	18,515	17,545	19,197	17,471	18,469
$DP_{malha\ 4}$	21,532	20,537	21,843	20,124	21,056
$DP_{malha\ 5}$	21,547	20,663	21,672	20,006	20,655
$DP_{malha\ 6}$	21,133	20,310	21,350	19,385	20,266
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	2,00*	1,53	2,00*	1,00**	2,00*
$p_{malhas\ 2,\ 3\ e\ 4}$	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*
$p_{malhas\ 3,\ 4\ e\ 5}$	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*
$p_{malhas\ 3,\ 5\ e\ 6}$	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*	1,00**
GCI_1 (%)	0,339 (1,9)	1,174 (7,0)	0,544 (2,9)	1,133 (6,7)	0,398 (2,2)
GCI_2	0,665	0,630	0,308	0,451	0,110
GCI_3	6,274	6,220	5,503	5,516	5,379
GCI_4	0,032	0,262	0,356	0,246	1,892

* Valor limitado em 2 para evitar subestimativa da incerteza numérica.

** Valor limitado em 1 para evitar sobre estimativa da incerteza numérica.

Os valores para a DP_{grade} apresentados na Tabela IV.1 obtidos nas simulações com as três malhas mais pobres (malhas 4, 5 e 6) apresentaram uma tendência de valor crescente e convergente para todos os modelos de turbulência testados com o refinamento da malha. No entanto, para as malhas mais refinadas (malhas 1, 2 e 3) ocorreu uma mudança súbita no valor e no comportamento de convergência da DP_{grade} , passando a mostrar uma tendência de declínio do valor com o refinamento da malha. Esta mudança abrupta de comportamento teve um grande efeito sobre a incerteza numérica calculada para a malha 3, que apresentou um valor quase dez vezes maior que para a malha mais fina para todos os modelos de turbulência avaliados.

O comportamento de convergência observado se deve provavelmente à captura de novas estruturas no escoamento pelas malhas mais refinadas, que possivelmente reduzem as recirculações calculadas na região da grade espaçadora e assim a DP_{grade} .

Mesmo com esta alteração abrupta de comportamento a convergência entre as malhas se mostrou estável, o que é constatado na Tabela IV.1 analisando os valores da ordem aparente de convergência, p , que permaneceu acima de 1,5 para todos os trios de malhas avaliados, exceto para o trio mais refinado do modelo *SSGRS* e o mais pobre do modelo *BSLRS*. Este comportamento estável de convergência levou a estimativa de incertezas numéricas menores do que o da correlação usada para a validação, como pode ser observado pelos valores de GCI_1 para todos os modelos de turbulência.

A Figura 4.2 mostra o erro de comparação e a incerteza de validação da DP_{grade} entre os resultados da correlação de Chun e Oh (1998) e In et al. (2002) e aqueles do modelo numérico utilizando cinco modelos de turbulência distintos. Na figura é possível observar claramente a mudança de comportamento de convergência discutido anteriormente.

A Figura 4.2 introduz um artifício que será utilizado ao longo deste capítulo, o marcador *. Este marcador será utilizado em todos os gráficos com resultados numéricos nos quais seja possível indicar a tendência de alteração do valor da variável caso a malha seja refinada além do que foi realizado no estudo de verificação. Em outras palavras, se o valor da variável tende a aumentar ou diminuir devido a um refinamento maior da malha com base nos resultados do estudo de verificação de malha. O marcador é apresentado somente quando há uma clara tendência de aumento ou redução do valor da variável à medida que se refina a malha com base nos resultados obtidos utilizando as três malhas mais refinadas do estudo. É importante salientar que este artifício fornece apenas uma indicação da tendência. De fato, a tendência pode inverter abruptamente conforme observado nos resultados entre as malhas mais grossas e as mais finas na Figura 4.2. No entanto, esta informação combinada à incerteza numérica fornece uma ideia do comportamento do modelo em relação ao refinamento da malha.

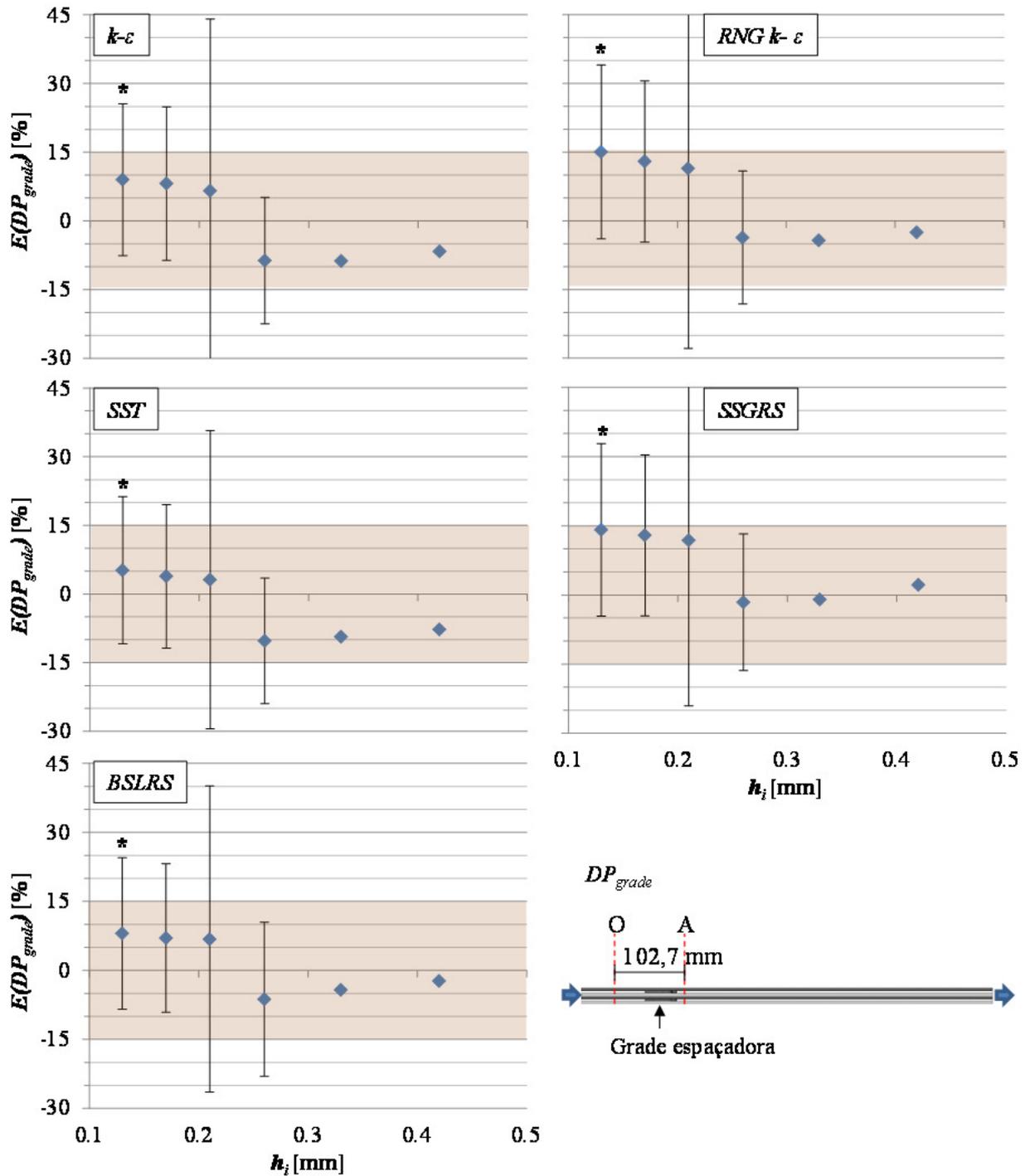


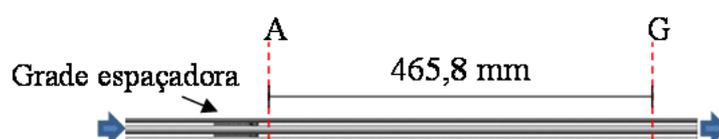
Figura 4.2 – Erro de comparação e incerteza de validação da DP_{grade} para todos os modelos de turbulência em função do comprimento equivalente da aresta dos elementos de malha (h_i).

Recordando que $E = (Experimento - Numérico)$, a tendência de variação do valor da DP_{grade} observada na Figura 4.2 indica que todos os modelos de turbulência simulados tendem a subestimar a diferença de pressão para malhas com refinamentos maiores que a malha 4

($h_i = 0,26$). No entanto, todas as malhas testadas e modelos de turbulência estimaram a DP_{grade} dentro da faixa de incerteza da correlação, destacada pela região hachurada na figura, sendo o modelo *SST* o que mais se aproximou do valor da correlação, com um valor de erro de comparação de $\sim 5\%$ para a malha mais refinada.

A Tabela IV.2 apresenta os resultados do estudo de verificação da solução numérica da $DP_{varetas}$, calculada após a grade espaçadora entre as posições de medição A e G, conforme esquema, para os cinco modelos de turbulência testados.

Tabela IV.2 – Resultados do estudo de verificação da solução para a $DP_{varetas}$.



Parâmetro	$k-\varepsilon$ [kPa]	<i>RNG</i> $k-\varepsilon$ [kPa]	<i>SST</i> [kPa]	<i>SSGRS</i> [kPa]	<i>BSLRS</i> [kPa]
$DP_{malha 1}$	19,248	17,372	21,132	17,758	19,391
$DP_{malha 2}$	18,840	17,242	20,886	17,410	19,091
$DP_{malha 3}$	18,598	17,316	20,790	17,265	18,989
$DP_{malha 4}$	18,653	17,517	21,007	17,050	18,968
$DP_{malha 5}$	17,461	16,623	19,241	15,387	16,820
$DP_{malha 6}$	17,181	16,069	18,958	15,210	16,766
$p_{malhas 1, 2 e 3}$	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*
$p_{malhas 2, 3 e 4}$	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*
$p_{malhas 3, 4 e 5}$	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*	2,00*
$p_{malhas 3, 5 e 6}$	2,00*	1,54	2,00*	2,00*	1,00**
GCI_1 (%)	0,850 (4,4)	0,272 (1,6)	0,511 (2,4)	0,723 (4,1)	0,624 (3,2)
GCI_2	0,503	0,154	0,200	0,301	0,212
GCI_3	0,115	0,419	0,452	0,447	0,045
GCI_4	2,477	2,548	3,673	3,458	4,465

* Valor limitado em 2 para evitar subestimativa da incerteza numérica.

** Valor limitado em 1 para evitar sobre estimativa da incerteza numérica.

A mudança de comportamento de convergência é observada novamente, no entanto para a $DP_{varetas}$ a mudança ocorreu entre as duas malhas mais pobres (malhas 5 e 6) e as quatro mais refinadas (malhas 1, 2, 3 e 4), conforme pode ser observado na Tabela IV.2. Mesmo com a mudança de comportamento a convergência entre as malhas se mostrou estável, o que é constatado analisando os valores da ordem aparente de convergência, p , que permaneceu acima de 1,5 para todos os trios de malhas avaliados, exceto para o trio mais pobre do modelo *BSLRS*. Como no caso anterior, o comportamento convergente resultou em uma estimativa de incerteza numérica baixa para esta variável, o que é mostrado pelo valor do GCI_I calculado para a malha mais fina de todos os modelos testados.

A Figura 4.3 mostra o erro de comparação e a incerteza de validação da $DP_{varetas}$ entre os resultados da correlação de Chun e Oh (1998) e In et al. (2002) e o do modelo numérico utilizando cinco modelos de turbulência distintos. Observa-se que o modelo *SST*, ao contrário do que ocorreu anteriormente, foi o que apresentou o resultado mais distante do da correlação, tendo um erro de comparação de 28%, muito maior do que os 15% de incerteza da correlação. De fato, apenas os modelo *RNG k-ε* e o *SSGRS* mostraram valores para $DP_{varetas}$ dentro dos limites da incerteza da correlação para a malha mais refinada. Sendo o modelo *RNG k-ε* o que mais se aproximou da correlação, com um erro de comparação de ~5%.

Todos os modelos de turbulência, a exceção do *RNG k-ε*, apresentaram uma tendência de sobrestimar o valor da $DP_{varetas}$. Considerando que a diferença de pressão nesta região é primariamente por atrito, o comportamento observado esta diretamente ligado à função de parede usada pelos modelos que provavelmente sobrestima o fator de atrito superficial nas varetas nas condições do modelo numérico usado.

O comportamento convergente observado para as duas variáveis de DP analisadas resultaram em estimativas de incerteza numérica baixas para a malha mais refinada, o que foi mostrado pelo valor do GCI_I calculado para todos os modelos testados. No entanto, observa-se que o GCI calculado para os demais trios de malhas foram bem variados, especialmente a incerteza calculada para a malha onde há a mudança de comportamento de convergência, malhas 3 e 4 para DP_{grade} e $DP_{varetas}$. Isto ocorre, pois o procedimento de verificação de solução adotado pela norma ASME VV20 (2009) e aplicado neste estudo requer que a convergência do

resultado com o refinamento da malha seja “bem comportado” devido à consideração central do procedimento que assume que a solução esta assintoticamente convergindo à medida que a malha é refinada.

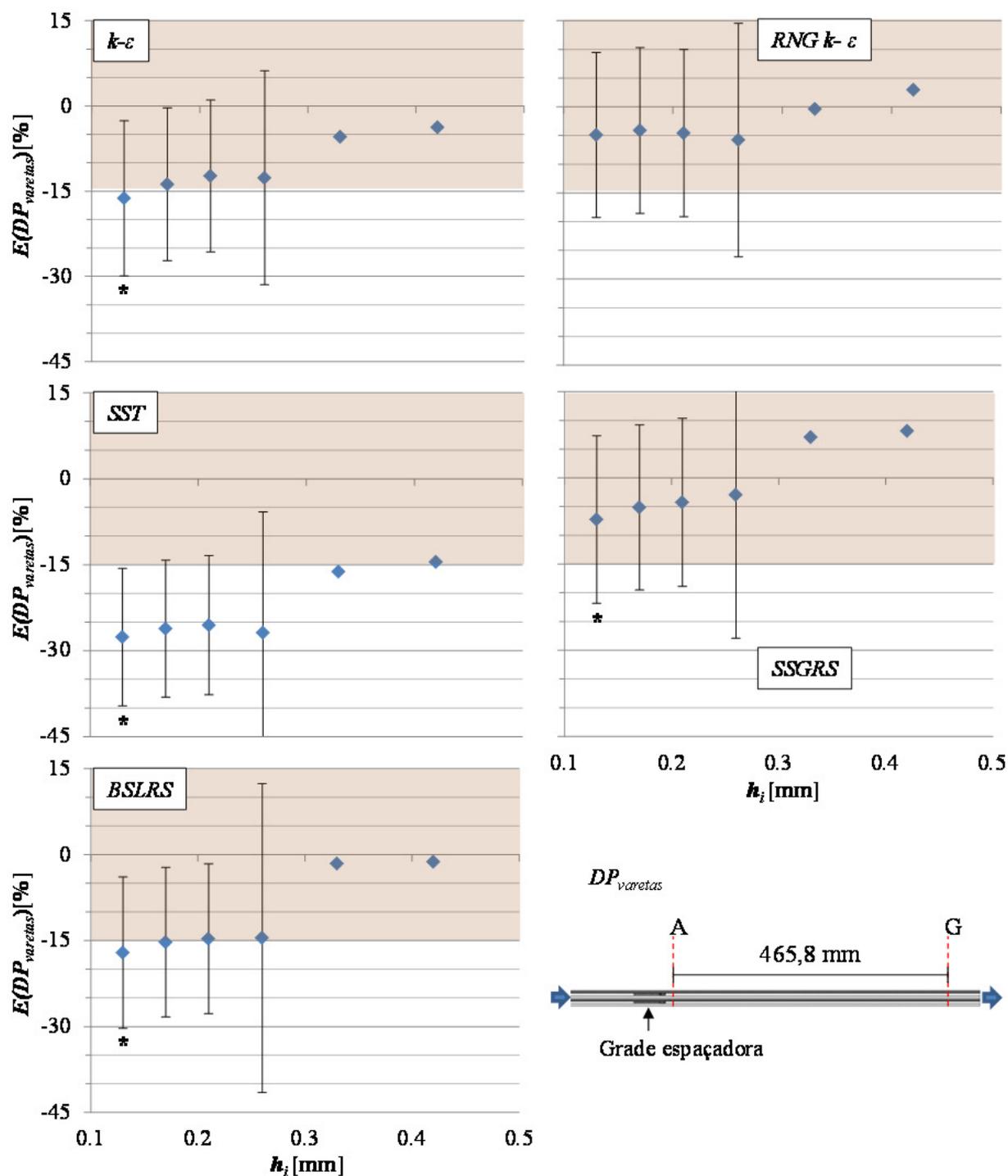


Figura 4.3 – Erro de comparação da $DP_{varetas}$ para todos os modelos de turbulência em função do comprimento equivalente da aresta dos elementos de malha (h_i).

O estudo de Eça et al. (2009) mostrou, após realizar um estudo de verificação de solução com mais de vinte malhas, que é mais seguro assumir que as soluções numéricas de geometrias e condições complexas não estão na região assintótica de convergência. De fato, outro estudo (Lockard, 2010), que também realizou um extensivo estudo de verificação, chegou à conclusão que é questionável se mesmo a malha mais fina em uso atualmente, com ordem de grandeza de milhões de nós, é capaz de produzir resultados que estejam na zona assintótica de convergência. Desta forma, é seguro afirmar que os resultados apresentados neste estudo provavelmente não estão na região assintótica.

Esta constatação impacta na interpretação da incerteza numérica e não em sua importância. Como as soluções estão fora da região assintótica de convergência, a incerteza devido à malha não pode ser considerada como o intervalo com 95% de probabilidade onde o valor da variável para uma malha com elementos tendendo a volume zero está localizada. A incerteza pode ser interpretada como o intervalo de variação provável do valor da variável para malhas com refinamentos próximos ao da malha analisada. Um julgamento seguro para a proximidade da malha para onde o intervalo é válido seria para malhas com um fator de refinamento, R , de até 1,3. Desta forma, a incerteza numérica passa a ser uma ferramenta para avaliação da necessidade de refinamento de malha, para uso em extrapolações do modelo numérico, como será empregado na validação da grade espaçadora experimentalmente testada, e para avaliação da qualidade numérica dos resultados obtidos.

Esta interpretação para a incerteza numérica será utilizada no restante da apresentação dos resultados. Como o resultado para as malhas mais finas são sempre, em teoria, mais acuradas numericamente (Roach, 2009), a estimativa de incerteza numérica obtida para essas malhas foi considerada mais realista e usada nas análises das demais variáveis.

4.1.2. Intensidade turbulenta média (I)

A Figura 4.5 apresenta os resultados para a intensidade turbulenta média, I , obtidos após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995) por meio de simulação numérica utilizando a malha 1, a mais refinada, e da regressão dos dados experimentais levantados por Yang e

Chung (1996), mostrada na Figura 4.4. Observa-se que nenhum dos modelos de turbulência testados foram capazes de capturar I logo após a grade espaçadora.

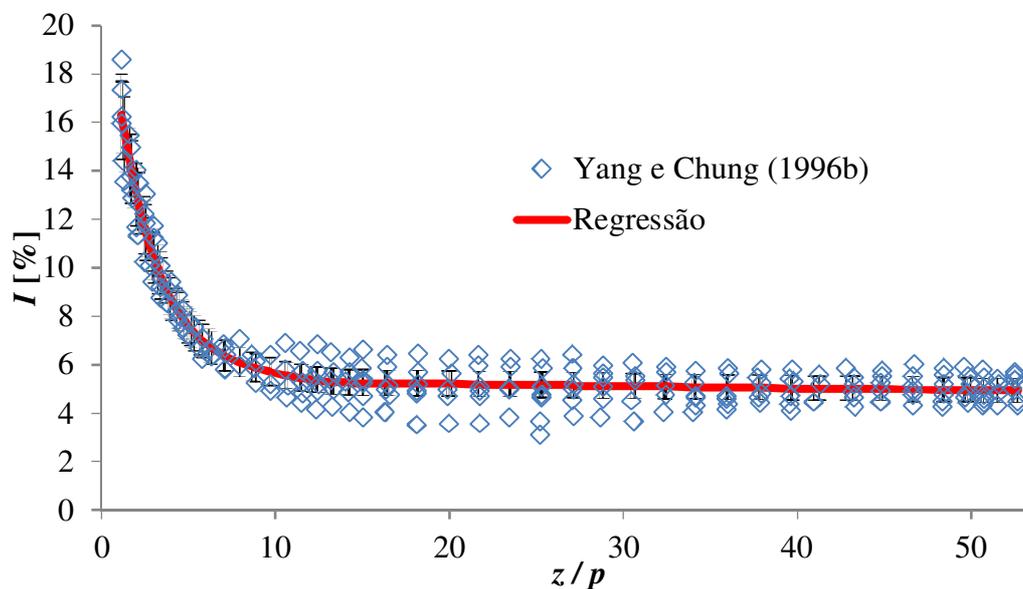


Figura 4.4 – Regressão dos dados experimentais de Yang e Chung.

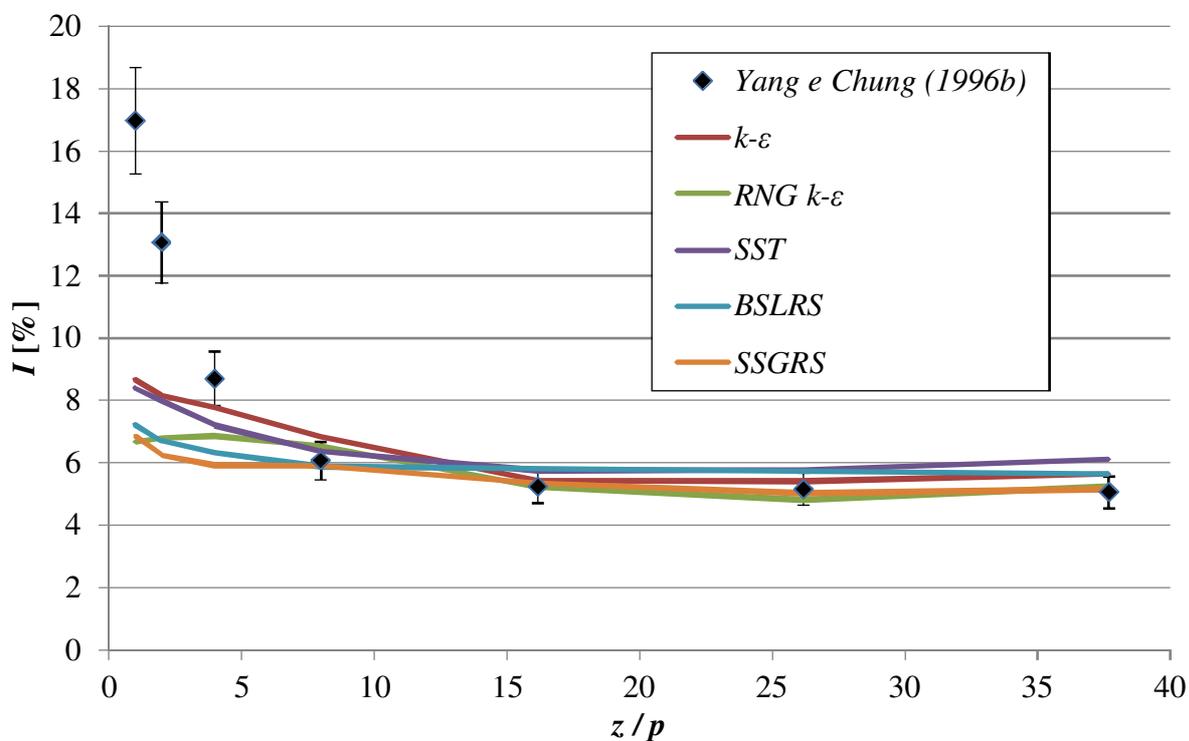


Figura 4.5 – Resultados numéricos e analíticos de I ao longo do feixe de varetas após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).

É interessante observar na Figura 4.5 o intenso declínio da intensidade turbulenta após a grade espaçadora, que com apenas 10 passos de distância da grade já alcança o nível estável de ~5% que se mantém até a próxima grade.

A Tabela IV.3 apresenta os resultados do estudo de verificação da solução numérica para a I dos cinco modelos de turbulência testados, calculada após a grade espaçadora nas posições de medição de A até G. São apresentados apenas os resultados para a malha mais fina.

Observa-se na Tabela IV.3 altos valores de incerteza numérica, indicados pelos resultados do GCI_I . Esta alta incerteza se deve ao comportamento da solução de I com o refinamento da malha, que é muito variável. De fato, o que foi observado foi um aumento quase constante do valor de I à medida que a malha é refinada para todas as posições e modelos testados.

Este comportamento é ressaltado na Figura 4.6, que apresenta o erro de comparação e a incerteza de validação da I dos resultados com diferentes modelos de turbulência comparados ao da correlação de Yang e Chung (1996) para a malha mais refinada (malha 1). Os marcadores indicam que para todos os modelos o refinamento de malha tende a aumentar o valor de I calculado em todas as posições.

Apesar da estimativa de incerteza numérica para todos os modelos de turbulência testados, os resultados mostram que mesmo considerando o limite do intervalo de incerteza na direção do resultado da correlação, o valor da I ficará abaixo do valor da correlação para as duas posições mais próximas da grade espaçadora (posições A e B). Isto indica que, para a investigação do escoamento através de grades espaçadoras, os modelos *RANS* testados não fornecem estimativas confiáveis para I , não sendo indicados se esta variável for de grande interesse, mesmo se uma malha mais refinada for utilizada.

Tabela IV.3 – Resultados do estudo de verificação da solução para a *I*.

Parâmetro	$k-\varepsilon$	$RNG\ k-\varepsilon$	SST	$SSGRS$	$BSLRS$
Posição			A		
$I_{malha\ 1}$	8,690	6,678	8,400	6,871	7,219
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	2,00*	2,00*	1,00**	1,60	1,96
GCI_1	2,748	2,432	3,437	2,021	1,658
Posição			B		
$I_{malha\ 1}$	8,163	6,790	8,002	6,261	6,698
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,65	1,00**	1,00**	1,30	1,59
GCI_1	2,993	2,841	3,116	2,727	2,186
Posição			C		
$I_{malha\ 1}$	7,776	6,863	7,204	5,926	6,326
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,00**	1,00**	1,00**	1,00**	1,00**
GCI_1	3,351	2,390	1,856	2,877	2,911
Posição			D		
$I_{malha\ 1}$	6,833	6,539	6,380	5,888	5,883
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	2,00*	1,08	1,00**	1,89	1,00**
GCI_1	0,414	1,794	1,441	1,024	2,386
Posição			E		
$I_{malha\ 1}$	5,432	5,226	5,756	5,345	5,816
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	2,00*	1,93	1,00**	2,00*	1,69
GCI_1	0,288	0,536	1,270	0,645	1,182
Posição			F		
$I_{malha\ 1}$	5,412	4,820	5,785	5,026	5,729
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	2,00*	2,00*	1,00**	2,00*	1,56
GCI_1	0,426	0,456	1,127	0,407	0,823
Posição			G		
$I_{malha\ 1}$	5,644	5,245	6,128	5,160	5,635
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,23	2,00*	1,87	2,00*	1**
GCI_1	0,838	0,498	0,467	0,182	0,661

* Valor limitado em 2 para evitar subestimativa da incerteza numérica.

** Valor limitado em 1 para evitar sobre estimativa da incerteza numérica.

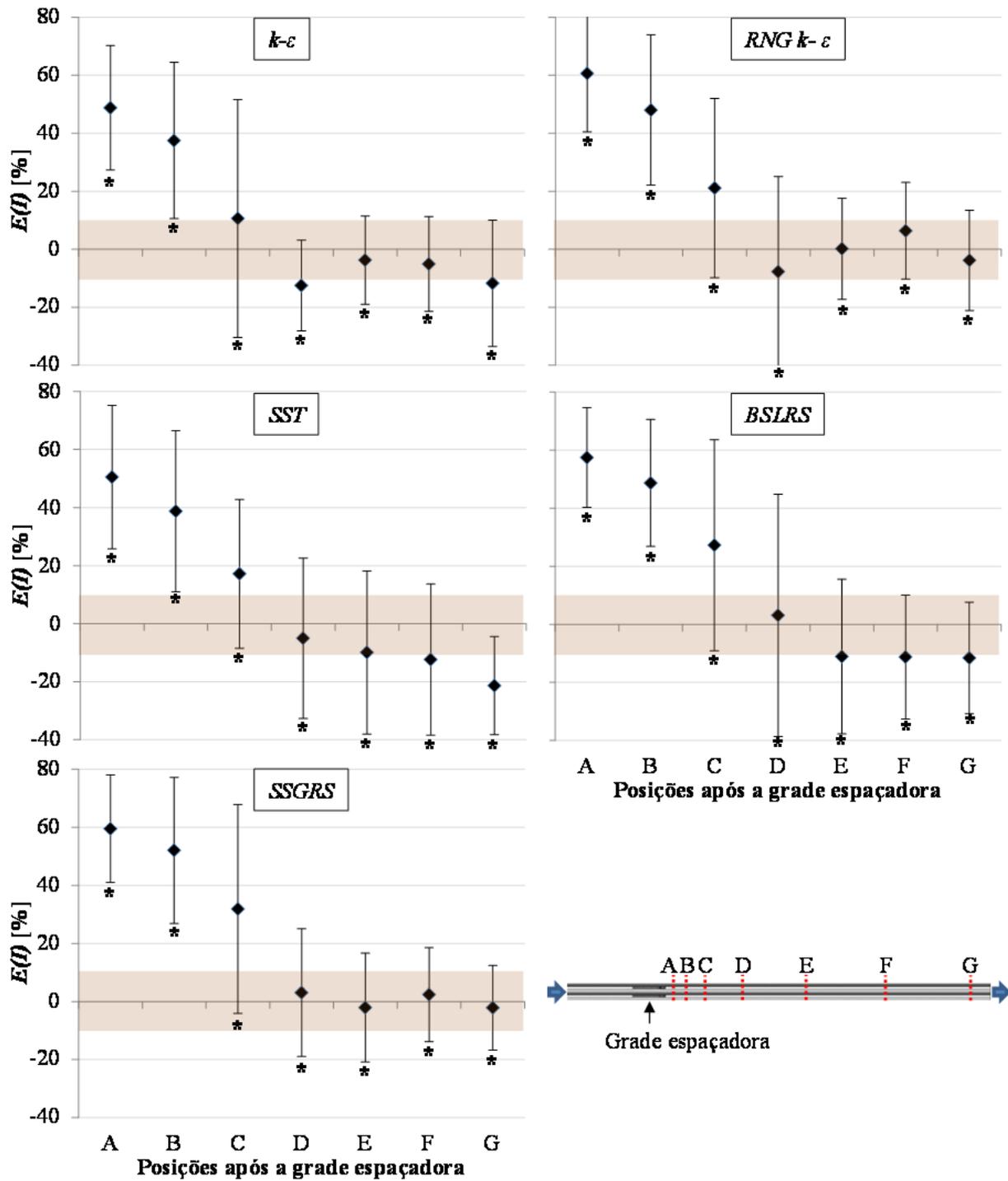


Figura 4.6 – Resultado do erro de comparação e incerteza de validação da intensidade turbulenta média (I) após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).

4.1.3. Movimento secundário médio (SF)

A Figura 4.7 mostra os resultados para SF obtidos após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995) por meio de simulação numérica utilizando a malha 1, a mais refinada, e das medições realizadas pelo Karoutas et al. (1995).

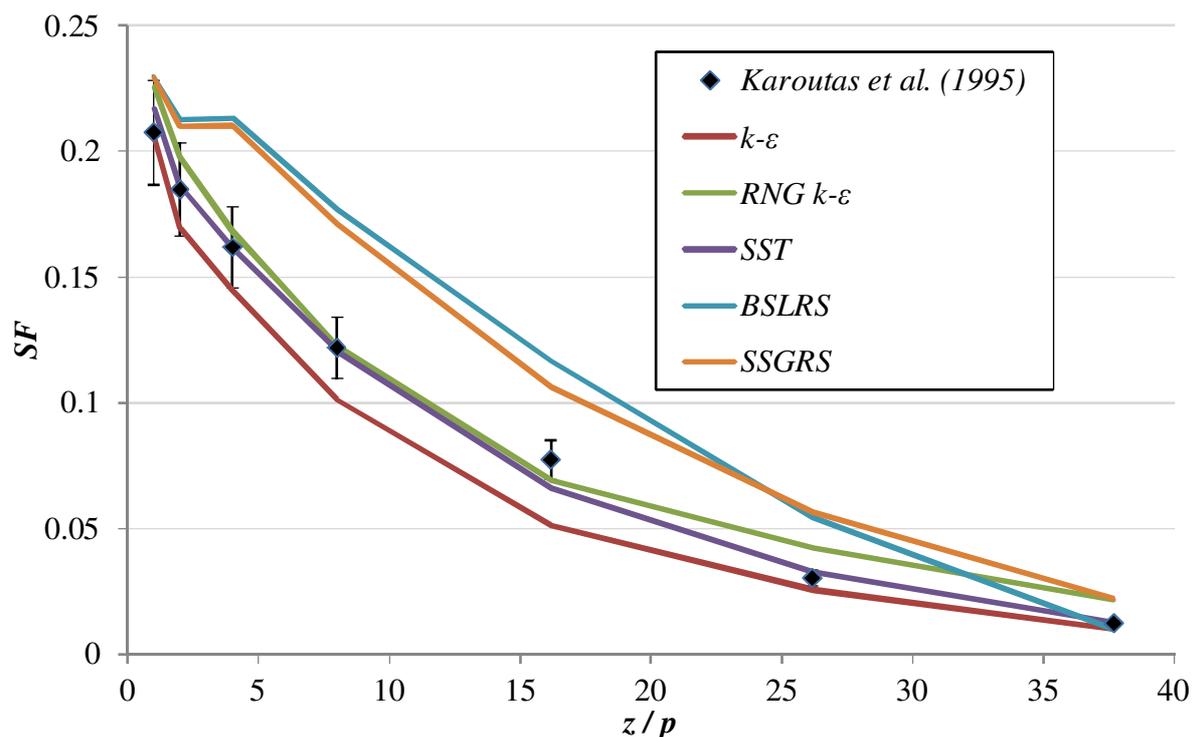


Figura 4.7 – Resultado do movimento secundário (SF) após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).

Observa-se na Figura 4.7 uma grande dispersão dos resultados obtidos com os modelos testados para o SF ao longo do feixe de varetas após a grade espaçadora. Os modelos baseados nas tensões de Reynolds, o BSLRS e SSGRS, forneceram os piores resultados, superestimando o SF ao longo de todo o comprimento do feixe de varetas.

A Tabela IV.4 apresenta os resultados do estudo de verificação da solução numérica para a SF dos cinco modelos de turbulência testados, calculada após a grade espaçadora nas posições de medição de A até G. São apresentados apenas os resultados para a malha mais fina.

Tabela IV.4 – Resultados do estudo de verificação da solução para o SF .

Parâmetro	$k-\varepsilon$	$RNG\ k-\varepsilon$	SST	$SSGRS$	$BSLRS$
Posição			A		
$SF_{malha\ 1}$	0,205	0,226	0,217	0,230	0,230
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,00**	2,00*	1,28	1,31	1,00**
GCI_1	0,022	0,031	0,032	0,044	0,056
Posição			B		
$SF_{malha\ 1}$	0,170	0,198	0,186	0,210	0,213
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	2,00*	1,00**	1,81	2,00*	2,00*
GCI_1	0,001	0,049	0,010	0,012	0,015
Posição			C		
$SF_{malha\ 1}$	0,145	0,169	0,162	0,210	0,213
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	2,00*	1,43	2,00*	1,54	1,57
GCI_1	0,008	0,012	0,006	0,028	0,033
Posição			D		
$SF_{malha\ 1}$	0,101	0,123	0,121	0,171	0,177
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	2,00*	1,82	2,00*	1,00**	1,44
GCI_1	0,006	0,004	0,006	0,052	0,041
Posição			E		
$SF_{malha\ 1}$	0,051	0,069	0,066	0,106	0,117
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,68	2,00*	1,00**	2,00*	1,00**
GCI_1	0,001	0,005	0,014	0,025	0,071
Posição			F		
$SF_{malha\ 1}$	0,026	0,042	0,033	0,056	0,055
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,00**	2,00*	1,00**	2,00*	1,86
GCI_1	0,006	0,007	0,012	0,018	0,021
Posição			G		
$SF_{malha\ 1}$	0,010	0,022	0,013	0,022	0,010
$p_{malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,82	2,00*	1,16	2,00*	2,00*
GCI_1	0,002	0,003	0,003	0,010	0,004

* Valor limitado em 2 para evitar subestimativa da incerteza numérica.

** Valor limitado em 1 para evitar sobre estimativa da incerteza numérica.

A Tabela IV.4 mostra que todos os modelos de turbulência apresentaram convergência oscilatória do valor de SF ao longo do domínio, o que é mostrado pelos valores de p obtidos entre as posições de medida. Observa-se também que o valor de incerteza numérica é elevada, acima de $\sim 10\%$, para a posição A, a mais próxima da grade espaçadora, para todos os modelos de turbulência, apresentando o valor máximo de $\sim 24\%$ do valor de SF para o modelo *BSLRS*.

A Figura 4.8 mostra o erro de comparação e a incerteza de validação do SF entre os resultados experimentais de Karoutas et al. (1995) e aqueles do modelo numérico utilizando cinco modelos de turbulência distintos para a malha mais refinada (malha 1).

Todos os modelos de turbulência testados, a exceção do $k-\varepsilon$, mostram uma tendência de sobrestimar o SF e calcular valores crescentes à medida que a malha é refinada para todas as posições. O modelo $k-\varepsilon$ apresentou resultados oscilatórios, mas com pouca variação entre os valores obtidos entre as três malhas mais refinadas, o que refletiu na menor estimativa de incerteza.

Os resultados da Figura 4.8 mostram que os modelos *SST* e $k-\varepsilon$ foram os que melhor se aproximaram do resultado experimental para todas as posições de medição avaliadas. Assim como observado na Figura 4.7, os modelos baseados na solução de equações de transporte para as tensões de Reynolds foram os que apresentaram piores resultados para o erro de comparação e a tendência observada para ambos os modelos é o de se afastar do valor experimental, o que indica que estes modelos não são recomendáveis para a avaliação deste parâmetro da simulação de grades espaçadoras.

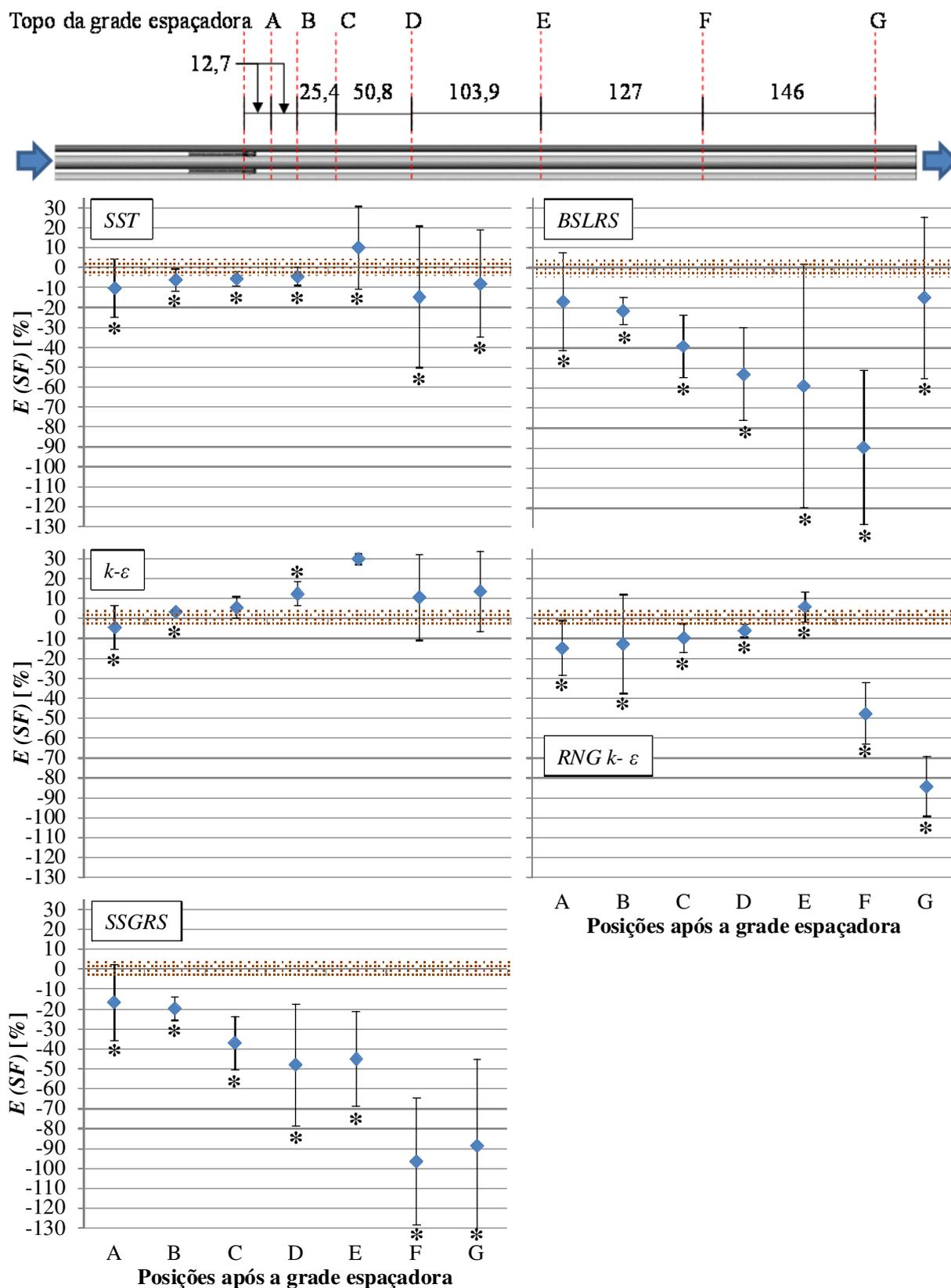


Figura 4.8 – Resultado do erro de comparação e incerteza de validação do movimento secundário médio (SF) após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).

4.1.4. Perfis de velocidade axial e lateral

A Figura 4.9 mostra os perfis de velocidade lateral e axial obtidos na posição de medição A para todas as malhas simuladas com o modelo de turbulência *SST*. Este resultado exemplifica o comportamento convergente dos perfis de velocidade observado em todas as posições avaliadas para todos os modelos de turbulência.

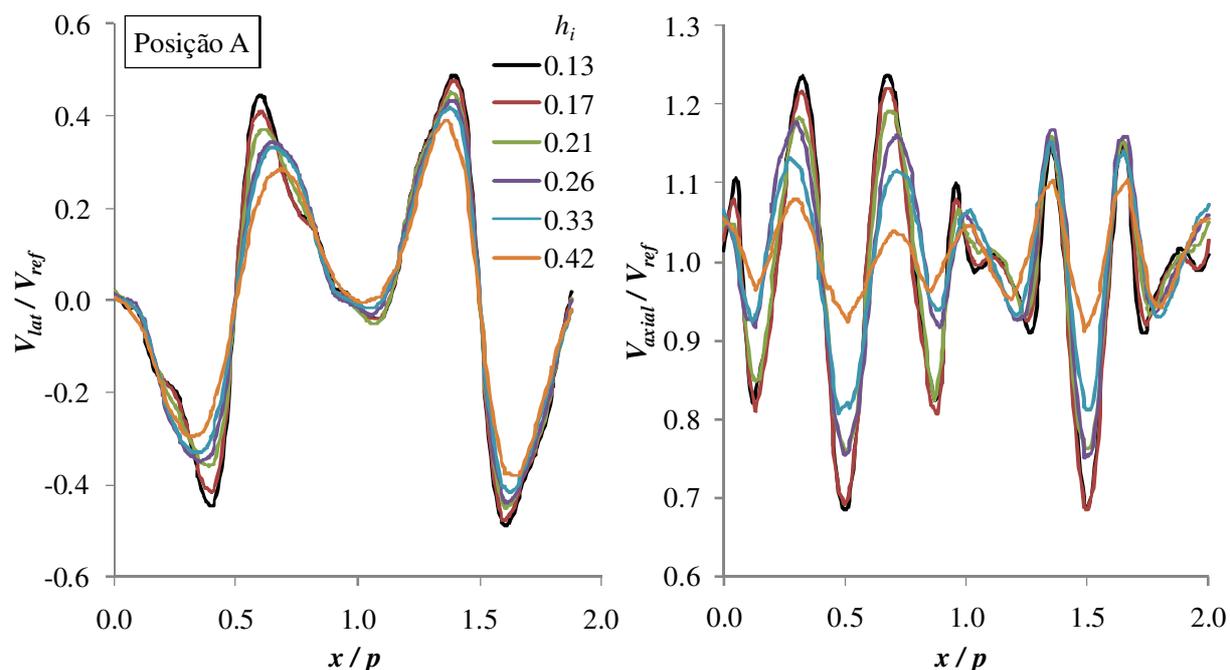


Figura 4.9 – Resultado dos perfis de velocidade na posição A obtidos com o modelo de turbulência *SST* para todas as malhas utilizada no estudo.

A Figura 4.10 apresenta os perfis de velocidade lateral (V_{lat}) obtidos para todos os modelos de turbulência testados utilizando a malha 1, a mais refinada, comparados aos resultados experimentais de Karoutas et al. (1995). Os valores de velocidade apresentados foram normalizados pela velocidade axial média de referência (V_{ref}) igual a 6,79 m/s. Observa-se que o comportamento qualitativo do escoamento ao longo do domínio foi capturado por todos os modelos testados. No entanto, nota-se que os picos de velocidade positiva e negativa não foram capturados nas mesmas posições onde ocorrem experimentalmente e apresentam magnitude diferente, especialmente para as simulações com os modelos *SSGRS* e *BSLRS*.

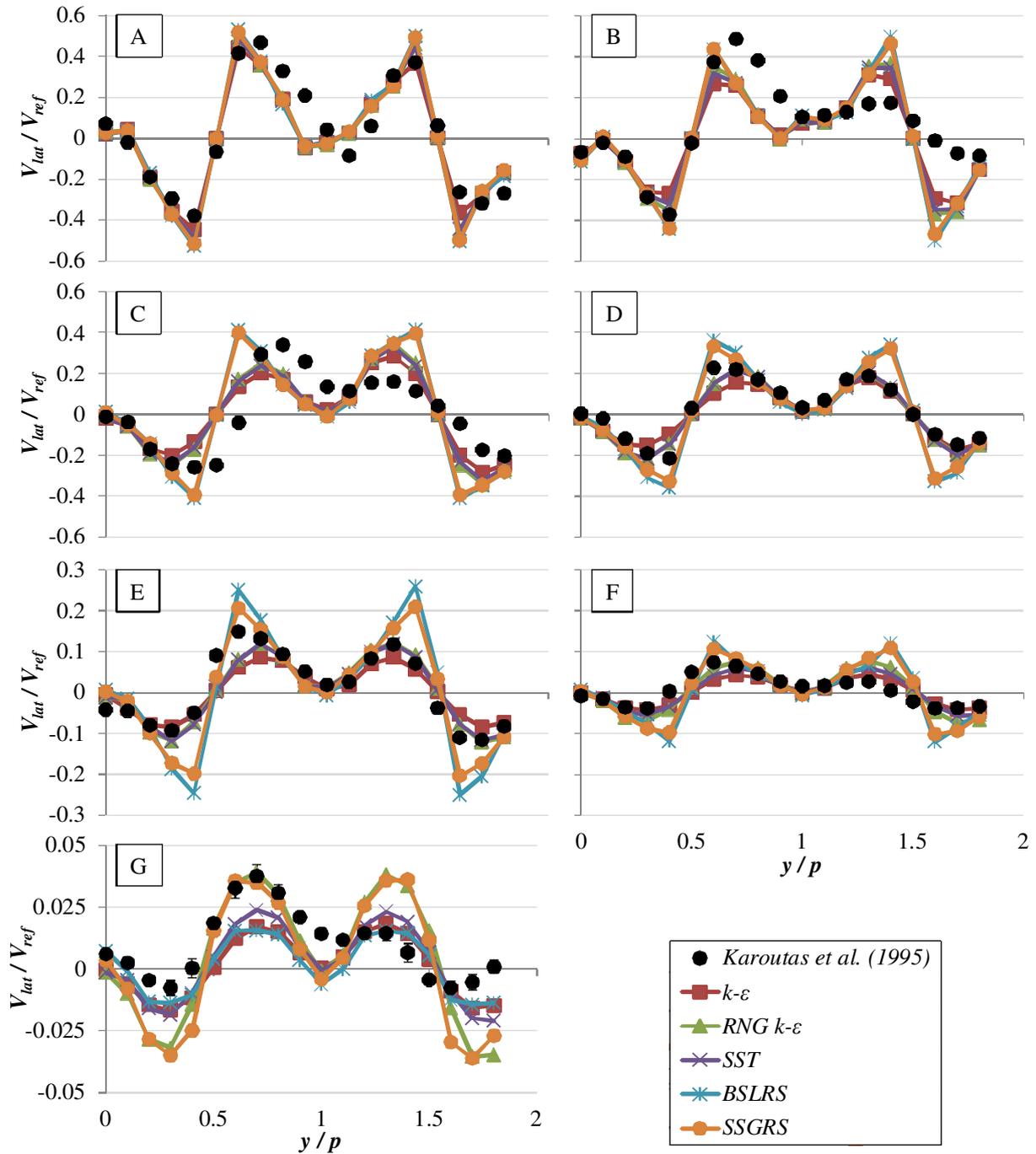


Figura 4.10 – Perfis de velocidade lateral (V_{lat}) experimentais e numéricos após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).

A Tabela IV.5 apresenta os resultados médios obtidos do estudo de verificação da solução numérica para a V_{lat} dos cinco modelos de turbulência testados, calculada após a grade espaçadora nas posições de medição de A até G. São apresentados apenas os resultados para o trio de malhas mais finas.

Tabela IV.5 – Resultados médios do estudo de verificação da solução para o V_{lat} .

Parâmetro	$k-\varepsilon$	$RNG\ k-\varepsilon$	SST	$SSGRS$	$BSLRS$
Posição			A		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,76	1,74	1,80	1,79	1,67
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,015	0,028	0,018	0,023	0,028
Posição			B		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,69	1,45	1,74	1,63	1,57
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,011	0,042	0,018	0,050	0,053
Posição			C		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,71	1,81	1,70	1,85	1,72
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,013	0,017	0,014	0,042	0,051
Posição			D		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,79	1,67	1,65	1,61	1,67
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,011	0,010	0,010	0,043	0,045
Posição			E		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,86	1,62	1,66	1,55	1,78
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,004	0,008	0,011	0,038	0,047
Posição			F		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,60	1,65	1,71	1,65	1,67
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,009	0,011	0,010	0,024	0,028
Posição			G		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,63	1,65	1,78	1,68	1,85
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,005	0,009	0,006	0,012	0,005

Os resultados médios para p acima de 1,5, obtidos em todas as posições de medição, mostrados na Tabela IV.5, sugerem uma convergência bem comportada dos perfis de velocidade, como foi mostrado na Figura 4.9, para todos os modelos de turbulência testados. Devido a este comportamento, observam-se valores pequenos de incerteza numérica, GCI / V_{ref} , para todas as posições.

A Figura 4.11 apresenta o erro de comparação e a incerteza de validação médios para a V_{lat} entre os resultados experimentais de Karoutas et al. (1995) e o do modelo numérico utilizando

cinco modelos de turbulência distintos em todas as posições de medida para a malha mais refinada (malha 1). O cálculo do erro de comparação, E , e incerteza de validação, U_{val} , foi realizado ponto a ponto ao longo dos perfis e posteriormente foram calculadas as médias do valor absoluto.

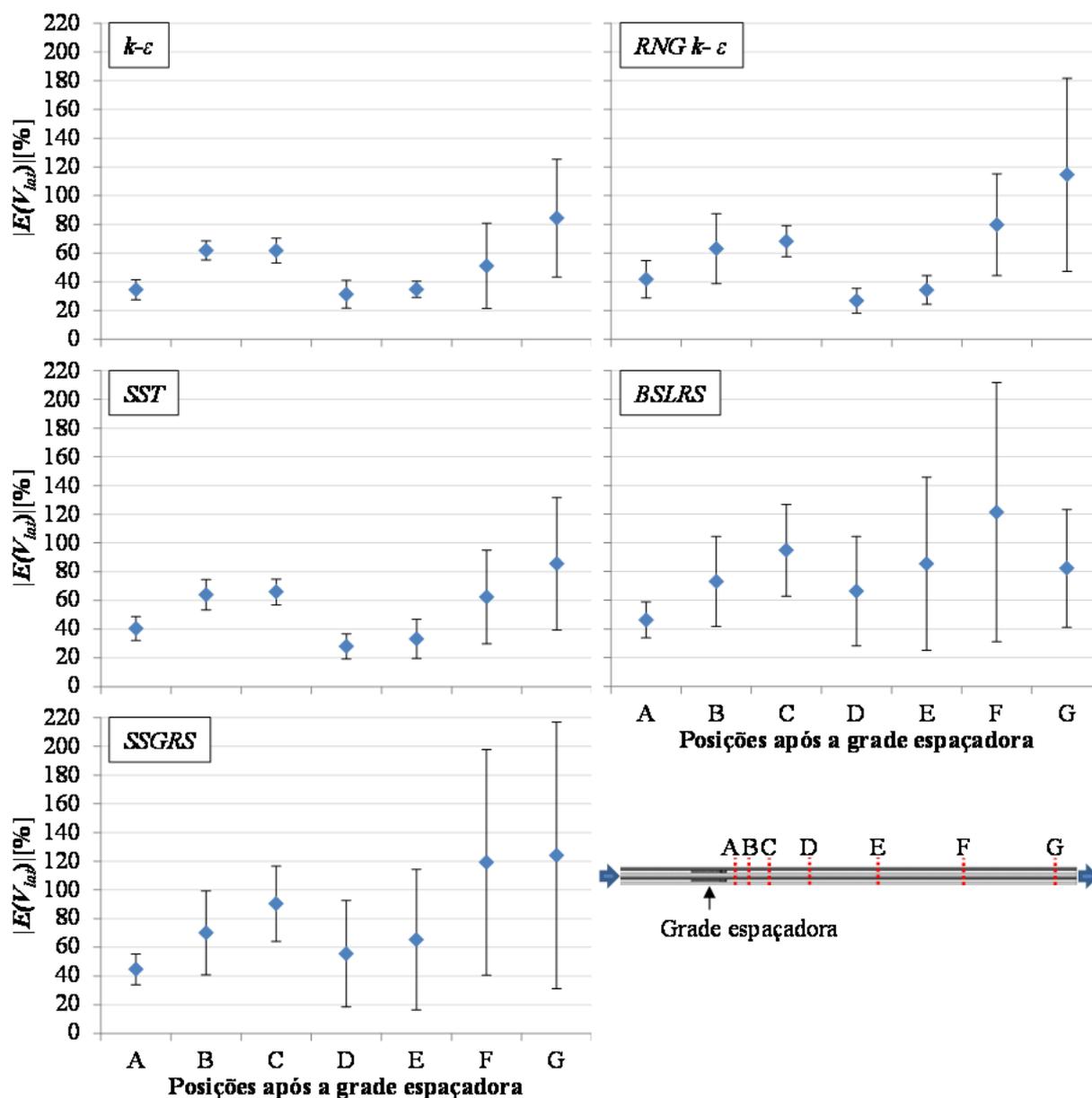


Figura 4.11 – Resultado do erro de comparação e incerteza de validação da velocidade lateral (V_{lat}) após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).

Na Figura 4.11 observam-se grandes valores para o erro de comparação médio percentual dos perfis para todos os modelos de turbulência e grandes incertezas de validação, especialmente

para as posições mais afastadas da grade espaçadora. Considerando os resultados obtidos, assim como para o SF , os modelos SST e $k-\varepsilon$ foram os que melhor se aproximaram do resultado experimental.

Os perfis de V_{lat} , mostrados na Figura 4.11, apresentam valores pequenos em módulo e uma grande variação ao longo do perfil, com várias mudanças de direção, sinal do valor de velocidade, ao longo do curto comprimento avaliado. Este fato leva a grandes valores percentuais de erro de comparação, pois pequenas diferenças nas posições onde ocorrem picos, vales ou mudanças de sinal dos valores da velocidade geram grandes diferenças entre os valores calculados e medidos. Isto é especialmente impactante nas posições mais afastadas da grade espaçadora onde os valores de V_{lat} são muito pequenos.

A Figura 4.12 apresenta os perfis de velocidade axial (V_{axial}), normalizados pela velocidade axial média de referência (V_{ref}) igual a 6,79 m/s, obtidos para todos os modelos de turbulência testados utilizando a malha 1, a mais refinada, comparados aos resultados experimentais de Karoutas et al. (1995). Observa-se menor concordância entre os dados numéricos e experimentais do que a observada para a velocidade lateral, especialmente nas duas posições mais próximas e mais afastadas da grade espaçadora.

É interessante destacar que, analisando as Figuras 4.10 e 4.12, para ambas as componentes de velocidade, os perfis calculados com os diferentes modelos de turbulência em pouco diferiram um do outro ao longo do domínio. Isto indica que o modelo de turbulência tem pouca influência nesta variável na simulação de grades espaçadoras utilizando o modelo numérico proposto.

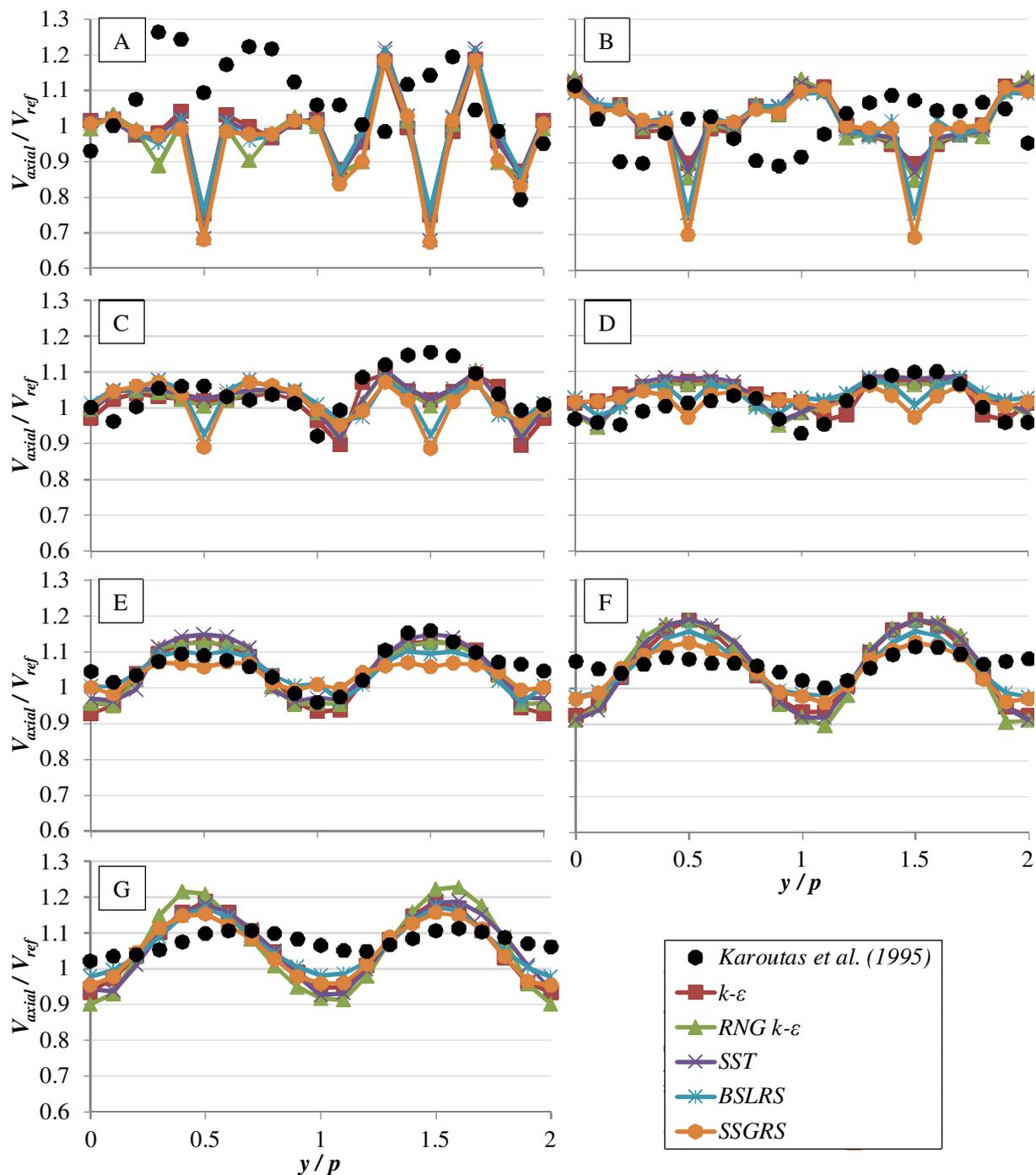


Figura 4.12 – Perfis de velocidade axial (V_{axial}) experimentais e numéricos após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).

A Tabela IV.6 apresenta os resultados do estudo de verificação da solução numérica para a V_{axial} dos cinco modelos de turbulência testados, calculada após a grade espaçadora nas posições de medição de A até G. São apresentados apenas os resultados para a malha mais fina.

Tabela IV.6 – Resultados do estudo de verificação da solução para o V_{axial} .

Parâmetro	$k-\varepsilon$	$RNG\ k-\varepsilon$	SST	$SSGRS$	$BSLRS$
Posição			A		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,84	1,71	1,72	1,69	1,55
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,015	0,028	0,018	0,023	0,028
Posição			B		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,58	1,49	1,73	1,59	1,56
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,022	0,014	0,016	0,061	0,083
Posição			C		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,56	1,87	1,65	1,84	1,64
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,004	0,022	0,021	0,055	0,060
Posição			D		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,84	1,58	1,57	1,79	1,76
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,013	0,052	0,047	0,001	0,014
Posição			E		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,79	1,82	1,74	1,54	1,88
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,001	0,012	0,018	0,002	0,018
Posição			F		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,48	1,73	1,82	1,73	1,73
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,047	0,005	0,007	0,012	0,016
Posição			G		
$p_{médio\ malhas\ 1,\ 2\ e\ 3}$	1,62	1,68	1,90	1,67	1,87
$(GCI / V_{ref})_{médio\ malha\ 1}$	0,094	0,049	0,036	0,014	0,004

Para a V_{axial} também se observa uma convergência bem comportada devido aos valores médios obtidos para p , mostrados na Tabela IV.6, acima de 1,5 na maioria das posições avaliadas para todos os modelos de turbulência. Devido a este comportamento, observam-se valores pequenos de incerteza numérica, GCI / V_{ref} , para todas as posições.

A Figura 4.13 apresenta o erro de comparação e a incerteza de validação médios entre os resultados experimentais de Karoutas et al. (1995) e o do modelo numérico utilizando cinco modelos de turbulência distintos para a V_{axial} em todas as posições de avaliadas para a malha

mais refinada (malha 1). O cálculo do erro de comparação, E , e incerteza de validação, U_{val} , foi realizado ponto a ponto ao longo dos perfis e posteriormente foram calculadas as médias do valor absoluto.

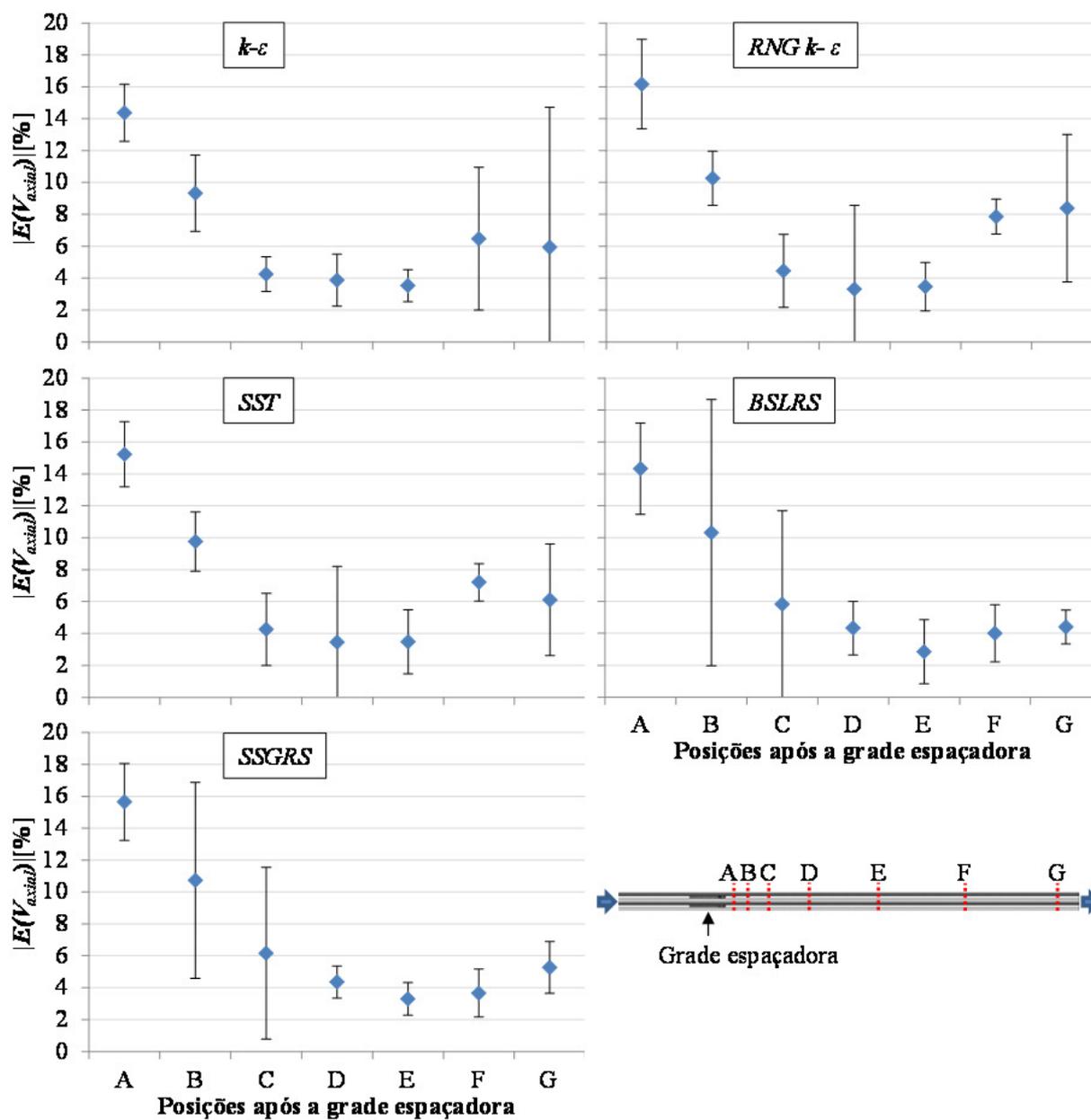


Figura 4.13 – Resultado do erro de comparação e incerteza de validação da velocidade axial (V_{axial}) após a grade espaçadora de Karoutas et al. (1995).

Na Figura 4.13 são observados valores menores para o erro de comparação médio percentual de V_{axial} do que os observados para V_{lat} em todos os perfis para todos os modelos de

Na Tabela IV.7 são apresentados os valores médios do erro de comparação, E , e a incerteza numérica, U_{num} , ao longo do domínio para a malha mais refinada das variáveis de interesse. Foi estabelecido neste trabalho que um erro e incerteza de até 20% são aceitáveis para a simulação de grade espaçadora. Este valor foi definido com base no bom senso e considerando a grande complexidade da simulação.

Com base no critério estabelecido, a Tabela IV.7 mostra que o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ foi o que por mais vezes atendeu ao critério, o que indica que este modelo possa ser o mais adequado para a simulação da grade espaçadora. Os modelos SST e $RNG k-\varepsilon$ apresentaram comportamento razoável, já os modelos $SSGRS$ e $BSLRS$ apresentaram grande desvio em relação aos dados experimentais, principalmente para o movimento secundário do escoamento. Este resultado contraria a teoria, a qual indica que os modelos baseados em tensões de Reynolds são os mais adequados para escoamentos com fortes movimentos secundários (ANSYS, 2011; Tannehill et al., 1997).

Os resultados obtidos para as velocidades na Tabela IV.7 também indicam que o procedimento adotado de Verificação e Validação (ASME, 2009) não é adequado para a avaliação de variáveis locais. O erro de comparação e incertezas numéricas para a velocidade lateral (V_{lat}) foram maiores do que os observados para a velocidade axial (V_{axial}), no entanto, como foi observado na Seção 4.1.4, a concordância qualitativa dos resultados foi muito maior para a V_{lat} .

4.2. Avaliação do procedimento numérico aplicado à grade experimentalmente testada

Nesta seção são apresentados os resultados dos experimentos e simulações numéricas realizadas para uma grade espaçadora experimental. Os experimentos foram realizados em uma seção de testes de seção quadrada montada no laboratório de termo-hidráulica do CDTN. Um trecho desta seção foi simulado numericamente aplicando o mesmo modelo de simulação numérica avaliado na seção anterior.

Para avaliar a receptibilidade dos resultados numéricos para outra geometria de grade espaçadora, todos os modelos de turbulência usados na avaliação anterior foram usados. No entanto, conforme abordado na Seção 3.2.2.3, o modelo *SSGRS* não apresentou convergência numérica satisfatória e foi excluído do estudo.

Foram realizados cinco experimentos para a medida dos perfis de velocidade e um para a determinação da diferença de pressão (*DP*) ao longo da seção de testes. Todos os experimentos foram realizados em condições similares. O sistema de resfriamento da água do circuito funcionou muito bem ao longo dos experimentos, permitindo variações médias menores do que 0,3 °C da temperatura da água durante os experimentos, valor menor do que a incerteza de medida do instrumento. A Tabela IV.8 apresenta os valores obtidos para as principais variáveis do sistema e suas incertezas durante os experimentos.

Tabela IV.8 – Valores dos parâmetros do sistema nos experimentos realizados.

Parâmetro	Valor	Incerteza
Vazão [kg/s]	11,97	0,05
Temperatura na seção de testes [°C]	26,0	1,0
Velocidade média na seção de testes* [m/s]	3,96	0,09
Pressão manométrica na seção de testes [bar]	3,72	0,08
Número de Reynolds* na seção de testes [10^3]	56	3
Temperatura ambiente [°C]	24	1,0

* Calculados considerando a área livre de escoamento na região do feixe.

Assim como realizado no estudo anterior, os resultados obtidos nos experimentos e simulações numéricos são apresentados e analisados a seguir por variável de interesse. Ao final é apresentada uma síntese dos resultados obtidos com uma análise geral.

4.2.1. Diferença de pressão *DP*

A Figura 4.14 apresenta os resultados obtidos para queda de pressão relativa (DP/DP_0), definida na Equação 4.2, medida ao longo da seção de testes experimentalmente, calculados

por meio da correlação de Chun e Oh (1998) e In et al. (2002) e determinados numericamente usando quatro modelos de turbulência.

$$\frac{DP}{DP_0} = \frac{P_i - P_9}{(P_2 - P_9)_{\text{experimental}}} \quad i = 2 \text{ a } 8 \quad (4.2)$$

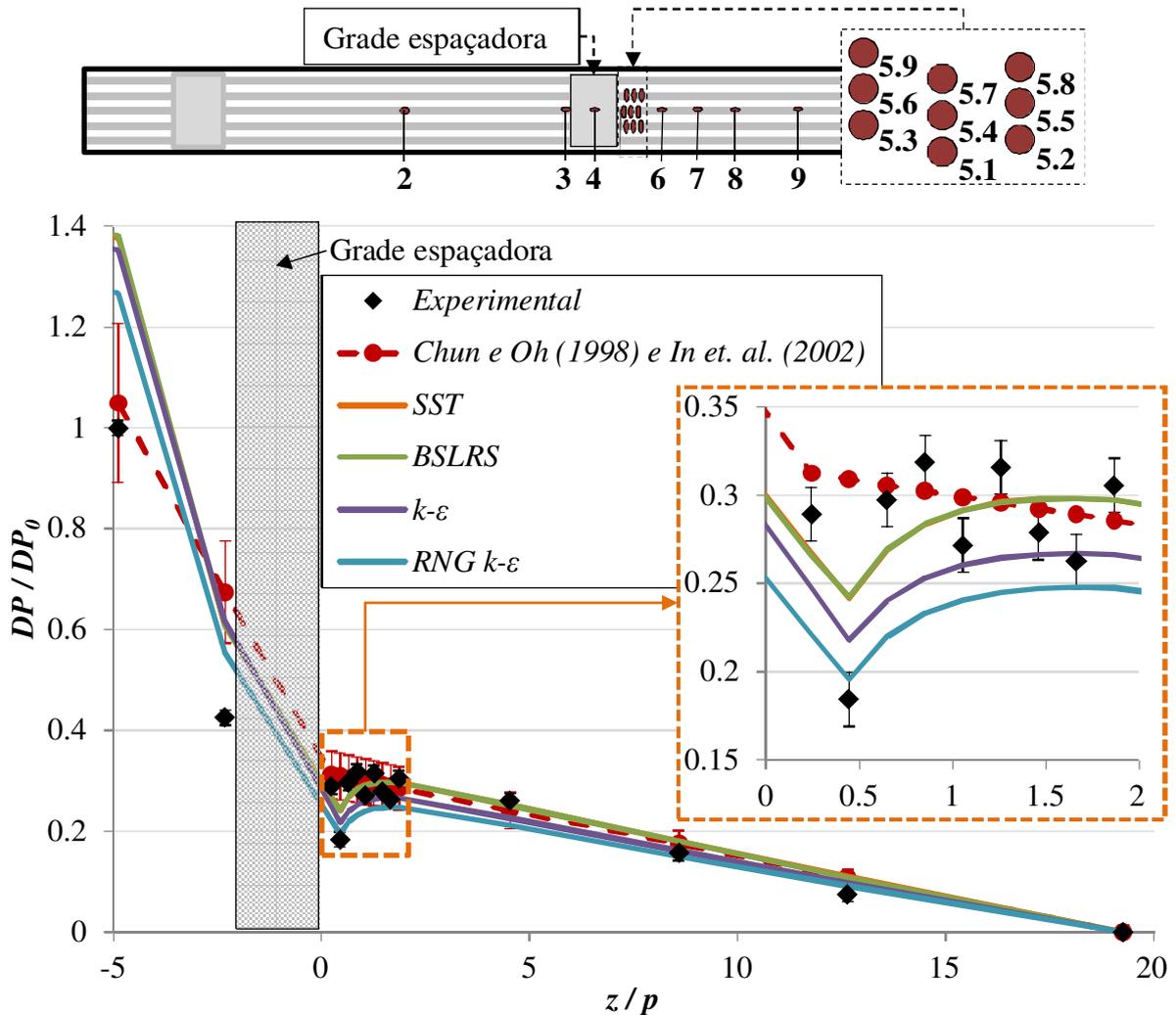


Figura 4.14 – Diferença de pressão relativa (DP/DP_0) experimental, analítica e numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora real.

É observado na Figura 4.14 que a DP/DP_0 total experimental, representado pelo maior valor observado no gráfico, foi sobrestimado por todos os modelos de turbulência. No entanto, o resultado experimental para a DP/DP_0 total experimental ficou dentro da faixa de incerteza da

correlação de Chun e Oh (1998) e In et al. (2002). Isto indica que tanto a correlação quanto os resultados experimentais são consistentes.

Alguns pontos experimentais próximos a grade espaçadora não concordaram com o da correlação de Chun e Oh (1998) e In et al. (2002) devido a variações locais de pressão devido a aceleração e desaceleração do escoamento na proximidade da grade espaçadora que não são modeladas pela correlação.

A Figura 4.14 mostra o comportamento da diferença de pressão próxima à grade espaçadora. Um resultado experimental intrigante de queda abrupta de pressão na segunda tomada após a grade foi observado. Esta queda foi considerada inicialmente um erro experimental de medida devido ao comportamento das demais medidas. No entanto, outros experimentos foram realizados nas mesmas condições e todos mostraram o mesmo comportamento. Como é visto na figura, a queda também é capturada numericamente. O comportamento observado representa a região de recuperação de pressão após a grade espaçadora. A recuperação de pressão não ocorre imediatamente após a grade espaçadora devido à presença das aletas, que continuam a provocar a queda da pressão na região das duas primeiras tomadas de medição após a grade. Após esta região, a recuperação de pressão ocorre rapidamente.

Para determinar a incerteza numérica da solução, os resultados do processo de V&V realizados no estudo anterior foram extrapolados utilizando a Equação 4.3, segundo procedimento descrito na metodologia numérica (Seção 3.2.2.4.).

$$U_{numérica} = \left(U_{numérica \text{ para a malha } 1} + |DP_{malha \ 1} - DP_{malha \ 4}| \right)_{estudo \ anterior} \quad (4.3)$$

Foi realizada uma interpolação ponto a ponto dos resultados anteriores e para transportá-los para o caso em análise foi realizada uma regressão do valor absoluto da incerteza numérica ao longo do sentido axial da incerteza considerando uma distância adimensional parametrizada pelo passo entre as varetas do feixe.

A Figura 4.15 apresenta o erro de comparação e incerteza de validação da DP/DP_0 analítica e numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora experimental.

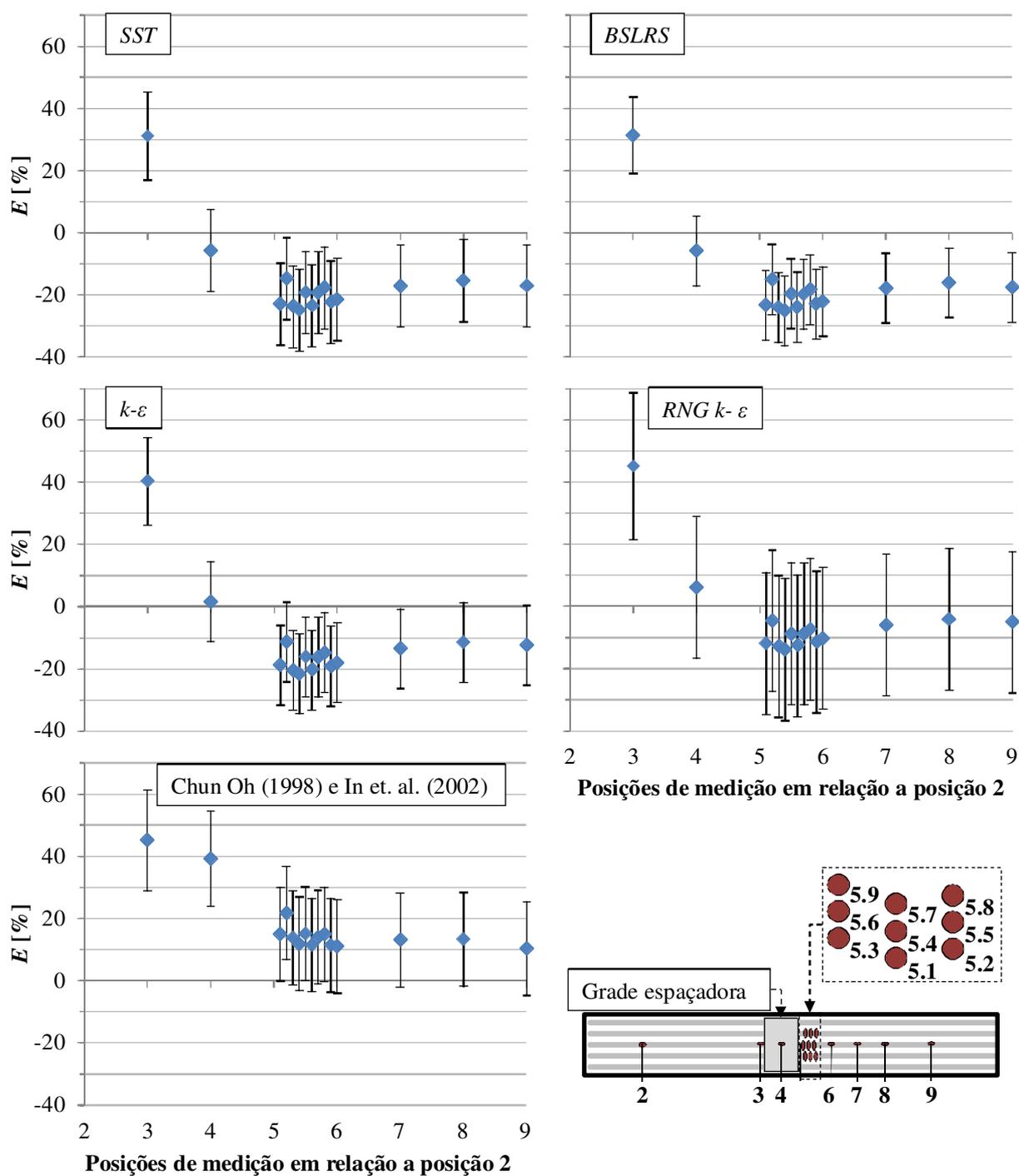


Figura 4.15 – Erro de comparação e incerteza de validação para a diferença de pressão (DP) analítica e numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora experimental.

A Figura 4.15 mostra que a incerteza numérica calculada para todos os modelos de turbulência avaliados é proporcional ao da correlação numérica. Os modelos $k-\epsilon$ e $RNG k-\epsilon$ foram os que melhor se aproximaram dos resultados experimentais.

Os resultados de DP para a posição 3, mostrados na Figura 4.15, mostram que nenhum modelo se aproximou do valor experimental. Isto pode ser atribuído à não captura de efeitos de queda de pressão próxima à grade ou a incerteza com relação ao posicionamento exato da tomada de pressão, que pode estar mais próxima da grade espaçadora, capturando assim o princípio da queda de pressão devido à colisão do escoamento com a grade.

4.2.2. Intensidade turbulenta axial média (I)

A Figura 4.16 apresenta os resultados experimentais, numéricos e calculados por meio da regressão dos dados de Yang e Chung (1996b) (Figura 4.4) para I ao longo da seção de testes.

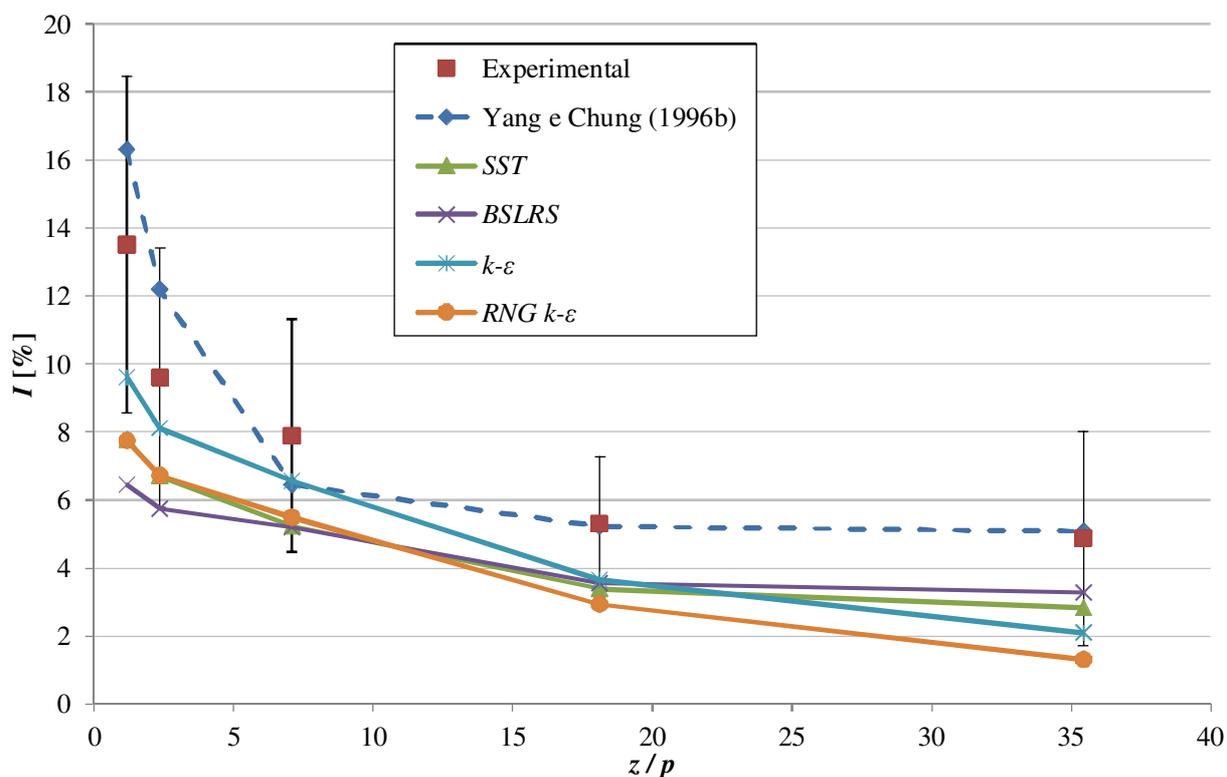


Figura 4.16 – Intensidade turbulenta axial média (I) experimental, numérica e analítica ao longo da seção de testes após a grade espaçadora.

O alto ruído e a baixa amostragem das medidas com o LDV resultaram em uma elevada incerteza experimental da medida, como pode ser observado na Figura 4.16. No entanto, o comportamento da I experimental foi similar ao calculado com a correlação. Assim como

obtido no estudo anterior, os modelos de turbulência testados não calcularam a I próxima à grade espaçadora de maneira satisfatória.

A Figura 4.17 apresenta o erro de comparação e incerteza de validação da I analítica e numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora experimental, calculado utilizando-se a incerteza numérica extrapolada.

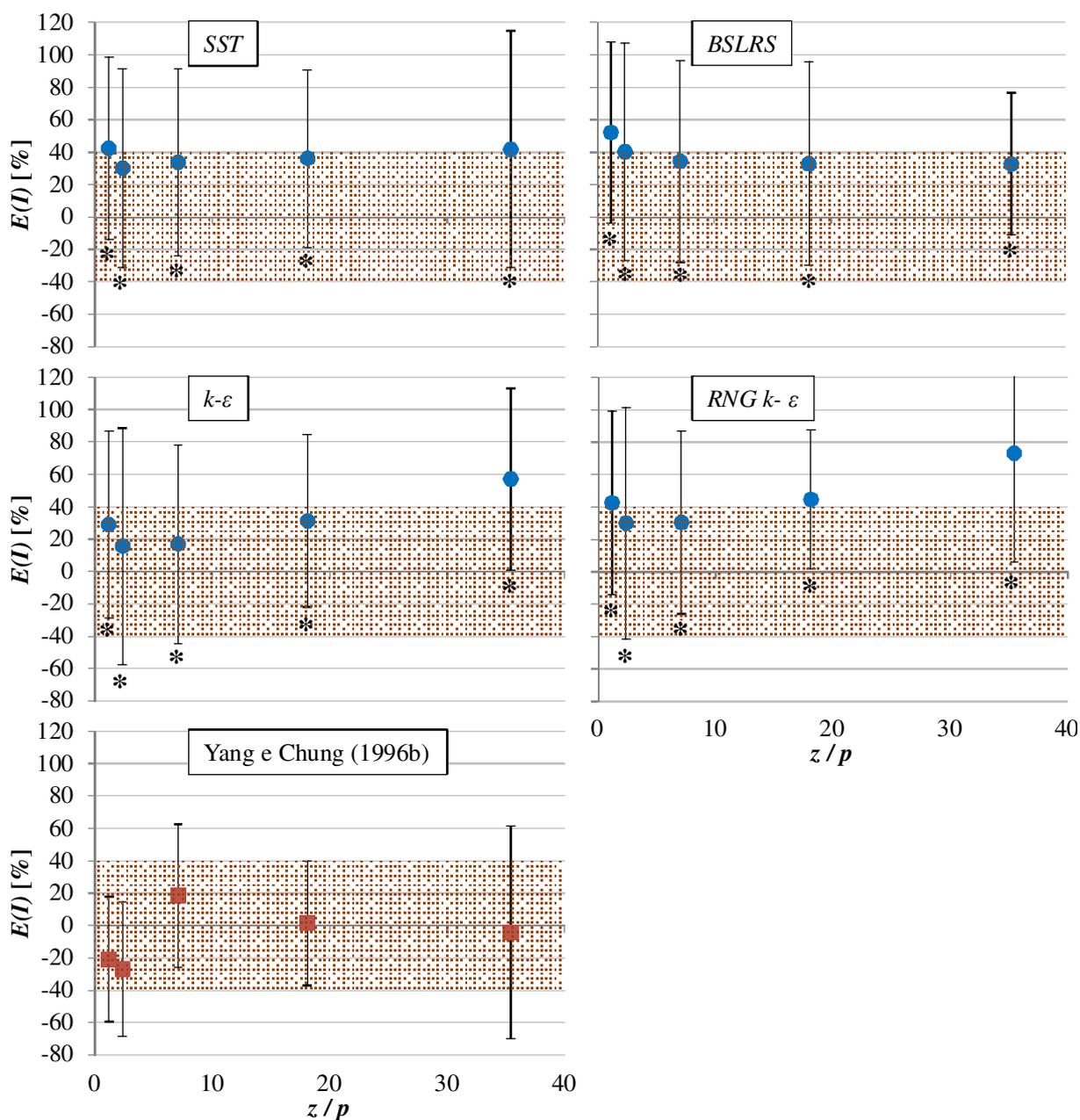


Figura 4.17 – Erro de comparação e incerteza de validação para I analítica e numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora experimental.

Para determinar a incerteza numérica da solução, os resultados do processo de V&V realizados no estudo anterior foram extrapolados utilizando a Equação 4.. A Figura 4.17 destaca as grandes incertezas numéricas e experimentais (áreas hachuradas da figura) presentes. Apesar de apresentar a tendência de se aproximar dos dados experimentais com o refino da malha, como discutido no estudo anterior, o modelo numérico não fornece resultados confiáveis de I com os modelos de turbulência testados.

4.2.3. Movimento secundário médio (SF)

A Figura 4.18 apresenta os resultados experimentais e numéricos obtidos para a SF ao longo da seção de testes. Observa-se que todos os modelos de turbulência testados capturam o perfil de queda do movimento secundário do escoamento e houve grande concordância do valor experimental e numérico para a posição mais próxima a grade espaçadora.

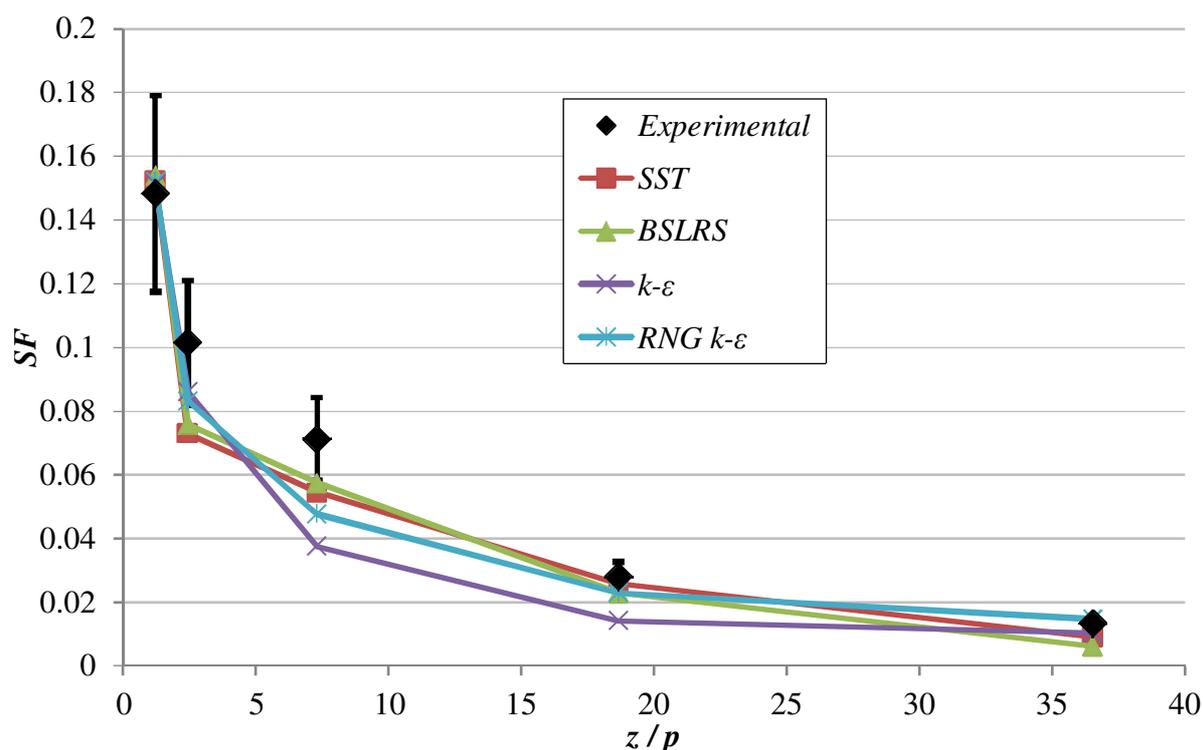


Figura 4.18 – Movimento secundário médio (SF) experimental e numérico ao longo da seção de testes após a grade espaçadora.

A Figura 4.19 apresenta o erro de comparação e incerteza de validação, calculada utilizando-se a incerteza numérica extrapolada, do SF numérico ao longo da seção de testes com grade espaçadora experimental. A incerteza numérica da solução foi determinada por meio da extrapolação dos resultados do estudo anterior utilizando a Equação 4.. Grandes valores para a incerteza de validação, especialmente para o modelo $BSLRS$, são observados. Devido à tendência de aproximar dos resultados experimentais com o refinamento de malha, o menor valor médio do erro de comparação ao longo do domínio e de apresentar níveis menores de incerteza, o modelo SST se mostrou mais adequado para a avaliação do SF . Esta conclusão é coerente com o resultado do estudo anterior, no qual o modelo SST também foi considerado um dos modelos aptos para a análise de SF .

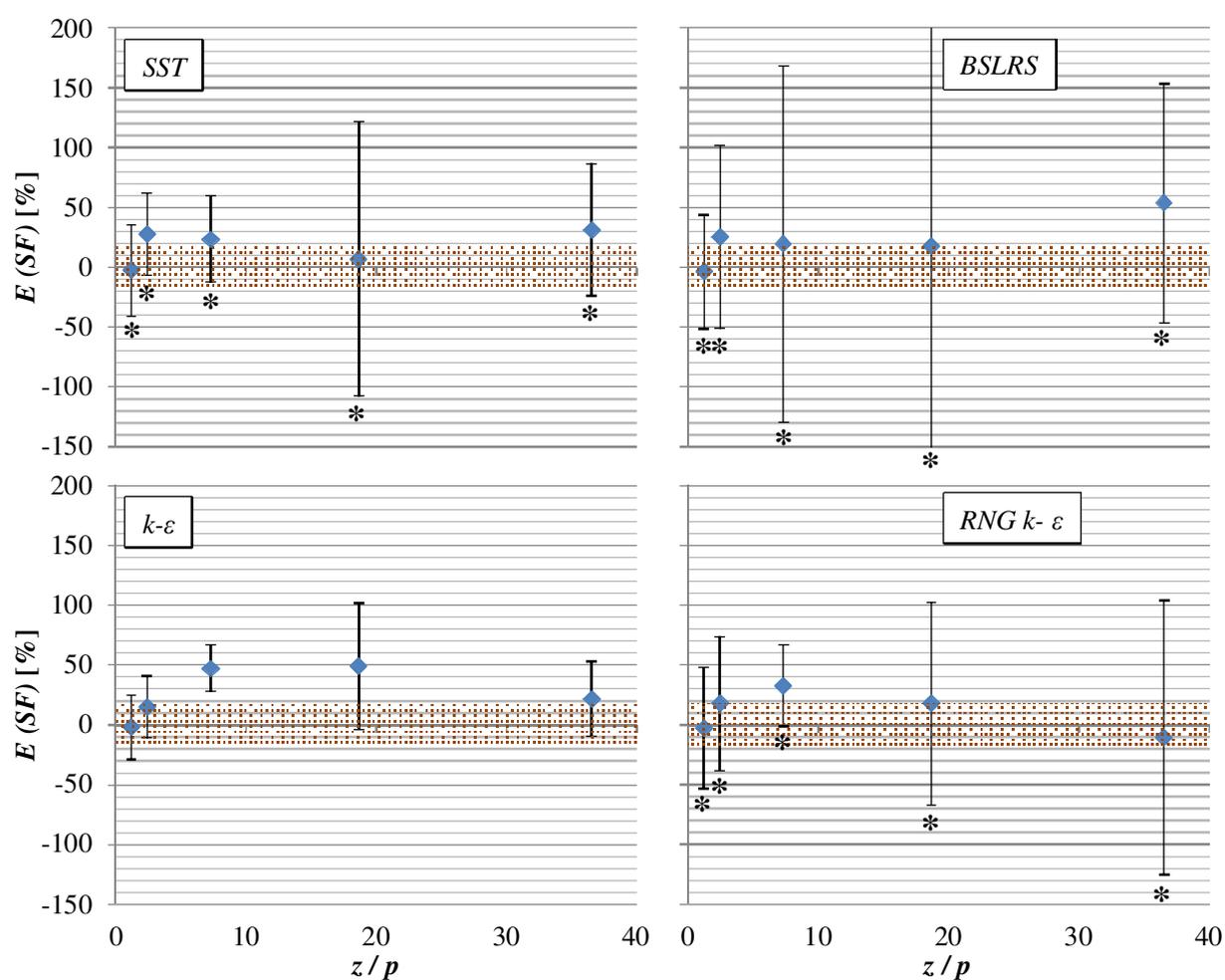


Figura 4.19 – Erro de comparação e incerteza de validação para o movimento secundário médio (SF) numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora.

Para exemplificar o comportamento do escoamento secundário, a Figura 4.20 mostra os contornos e vetores de velocidade em cortes realizados ao longo do feixe de varetas para a simulação com o modelo de turbulência *SST*. Todos os modelos de turbulência apresentaram o mesmo padrão de escoamento após a grade espaçadora até a z/p igual a 7,31. Após esta posição os efeitos da parede do envoltório passam a gerar maior influência sobre o escoamento e cada um dos modelos previu um comportamento diferente. O efeito da parede do envoltório é grande nesta região devido à presença de aletas na periferia da grade, conforme discutido na metodologia numérica (seções 3.2.1.1. e 3.2.2.1.), que provocam distorções no padrão de escoamento causado pela grade espaçadora.

Analisando com atenção o escoamento próximo a grade espaçadora, observa-se que ao contrário da grade estudada por Karoutas et al. (1995) a grade estudada experimentalmente neste trabalho apresenta um padrão de escoamento que favorece a passagem de água entre os subcanais, o chamado escoamento cruzado (*crossflow*). A Figura 4.21 detalha o padrão de escoamento observado a uma distância de $1,22 p$ da grade espaçadora estudada experimentalmente e a de Karoutas et al. (1995). Na figura é observada claramente a diferença entre os padrões de escoamento.

É interessante notar que as grades espaçadoras estudadas apresentam aletas de tipos similares, AS (aletas *Split Vane* sem corte – Tabela II.1) para a grade do trabalho de Karoutas et al. (1995) e ASC (aletas *Split Vane* com corte – Tabela II.1) para a grade testada experimentalmente. No entanto, as pequenas diferenças em sua geometria provocaram uma grande diferença no padrão de escoamento observado.

O trabalho de Ikeda e Hoshi (2002) destaca que, do ponto de vista da troca de calor, o movimento de *crossflow* é mais eficiente que o movimento de rotação dentro do subcanal, chamado de *swirlflow*. Desta forma, segundo Ikeda e Hoshi (2002) a grade estudada experimentalmente neste trabalho seria uma grade espaçadora superior a do estudo de Karoutas et al. (1995) com relação a eficiência térmica.

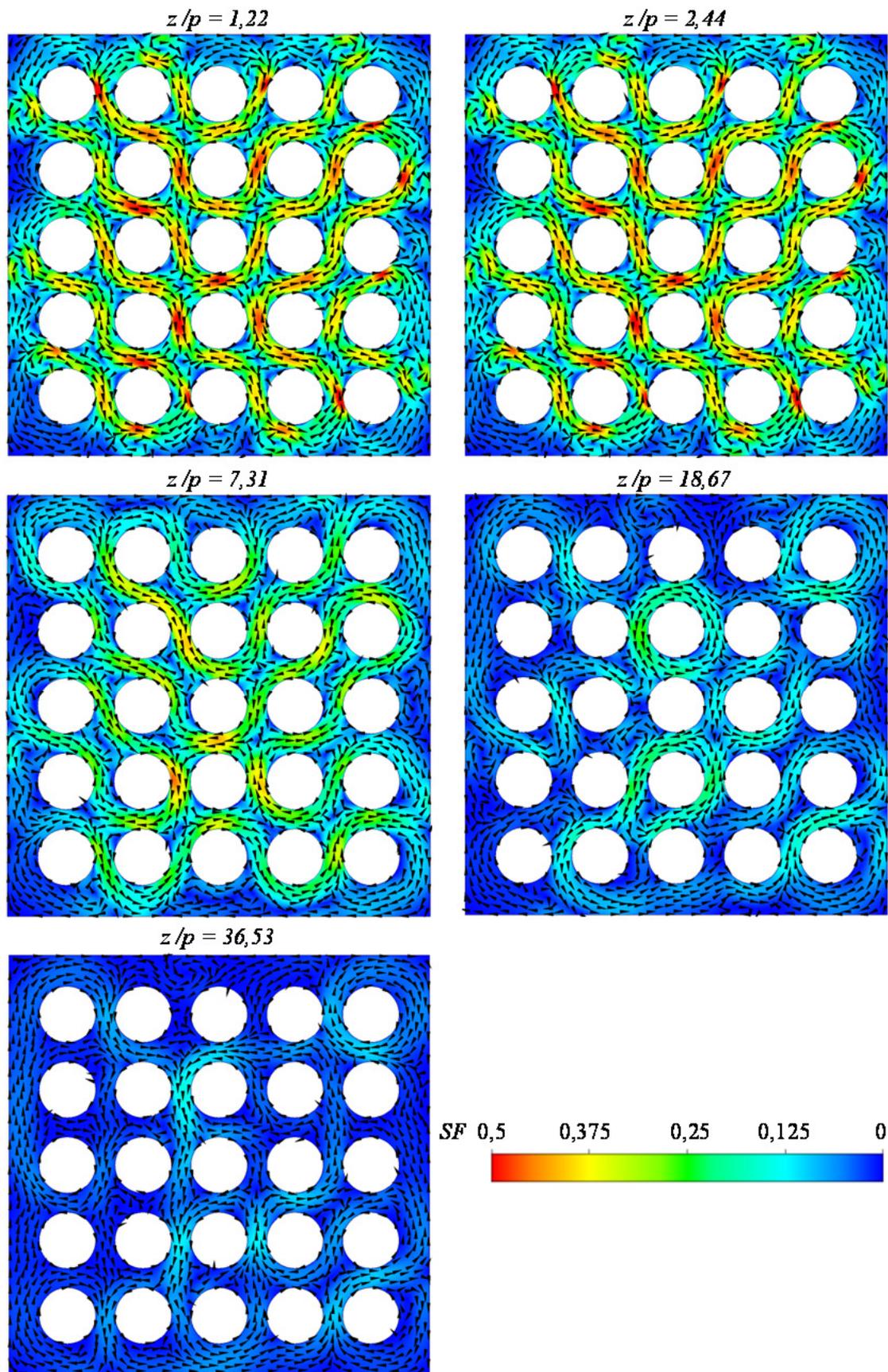


Figura 4.20 $-SF$ calculados com o modelo de turbulência SST após a grade espaçadora .

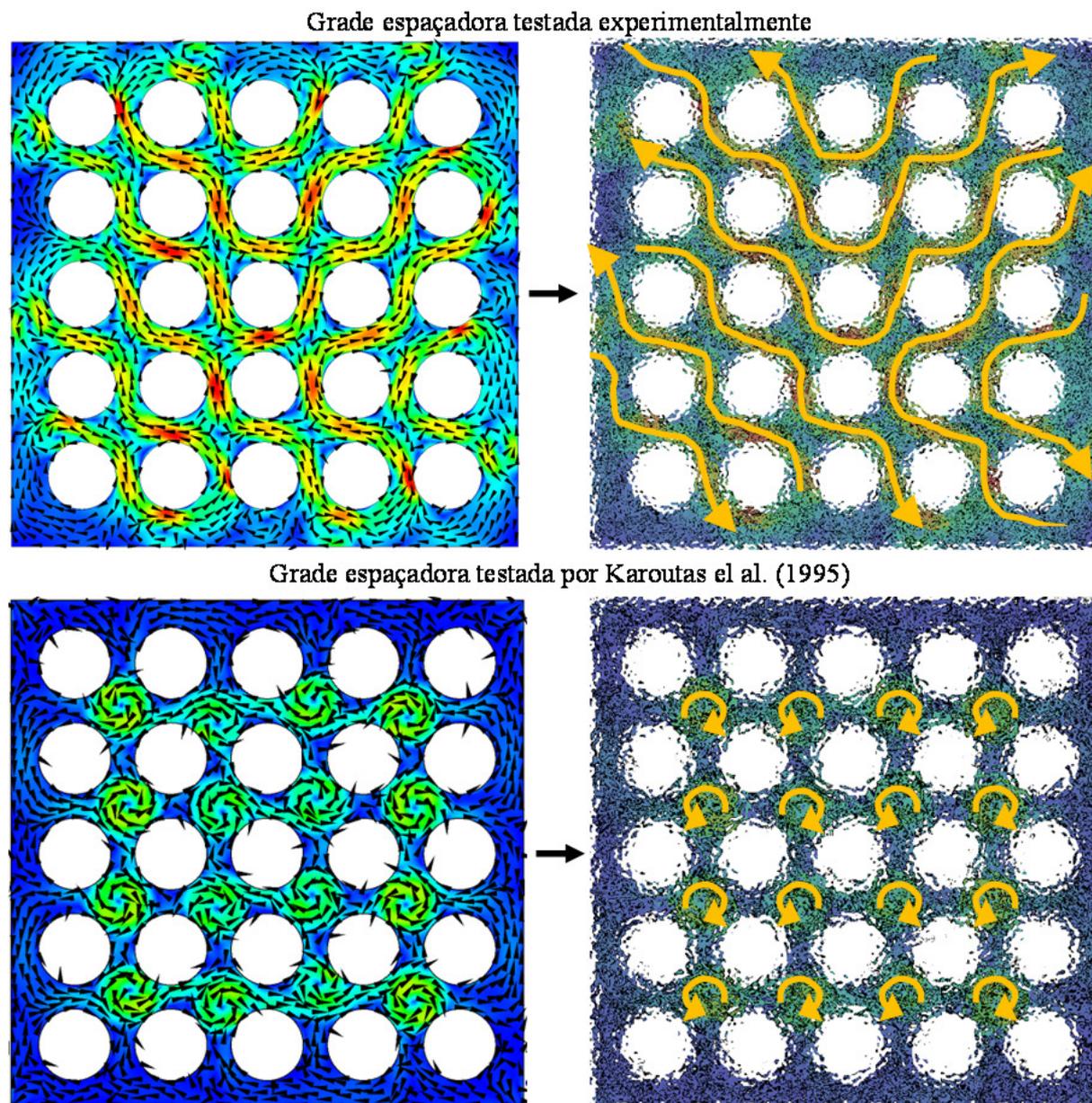


Figura 4.21 $-SF$ calculados com o modelo de turbulência SST após a grade espaçadora .

4.2.4. Perfis de velocidade axial e lateral

As Figuras 4.22, 4.23, 4.24, 4.25 e 4.26 apresentam os resultados experimentais e numéricos obtidos para os perfis de velocidade lateral (V_{lat}) e axial (V_{axial}) ao longo do feixe de varetas após a grade espaçadora em três diferentes centros de fileiras de subcanais. As velocidades apresentadas foram adimensionalizadas pela velocidade de referência (V_{ref}) igual a 3,96 m/s, que representa a velocidade axial média ao longo do feixe de varetas.

A Figura 4.22 apresenta os perfis de velocidade obtidos mais próximos à grade espaçadora. É observada uma boa concordância qualitativa entre todos os resultados numéricos e os experimentais para a velocidade lateral, com os picos positivos e negativos de velocidade capturados nos mesmos locais. A componente axial também mostra boa concordância qualitativa entre todos os resultados próximos à parede, que se localiza em $y/p = 0$. A medida que o perfil se afasta da parede a concordância entre os resultados diminui, especialmente para $y/p > 1,5$.

Afastando em $2,44 z/p$ da grade espaçadora, os perfis de velocidade, mostrados na Figura 4.23, passam a ter menor concordância entre os resultados numéricos e experimentais. A velocidade lateral apresenta resultados similares para todos os modelos de turbulência avaliados e razoável concordância com os resultados experimentais, especialmente para a posição III. Já para a componente axial de velocidade a concordância entre resultados numéricos e experimentais é menor.

A uma distância de $7,31 z/p$ da grade espaçadora os resultados numéricos começam a se diferenciar, especialmente nas posições mais afastadas da grade com $y/p > 1,5$, como mostrado na Figura 4.24. A concordância qualitativa entre os resultados numéricos e experimentais apresenta razoável concordância para ambas as componentes de velocidade.

Na posição intermediária entre grades espaçadoras avaliada, localizada a aproximadamente $18,67 z/p$, os perfis numéricos de velocidade lateral já apresentam valores distintos quando comparados entre si, principalmente nas posições mais afastadas da parede de acrílico, com mostrado na Figura 4.25. Os modelos *SST* e *BSLRS* passam a apresentar melhor concordância com os resultados experimentais para a componente de velocidade lateral. Analisando a componente axial, não há aparentemente nenhum modelo que se sobressaia na predição destes perfis de velocidade.

Para a posição avaliada mais afastada da grade espaçadora, mostrada na Figura 4.26, a magnitude da velocidade lateral é pequena, assim a medição desta componente apresentou uma elevada incerteza experimental. Uma boa concordância qualitativa da magnitude de velocidade lateral encontrada nesta região entre os resultados experimentais e numéricos. A

componente axial apresentou apenas uma concordância qualitativa medíocre entre os resultados numéricos e experimentais.

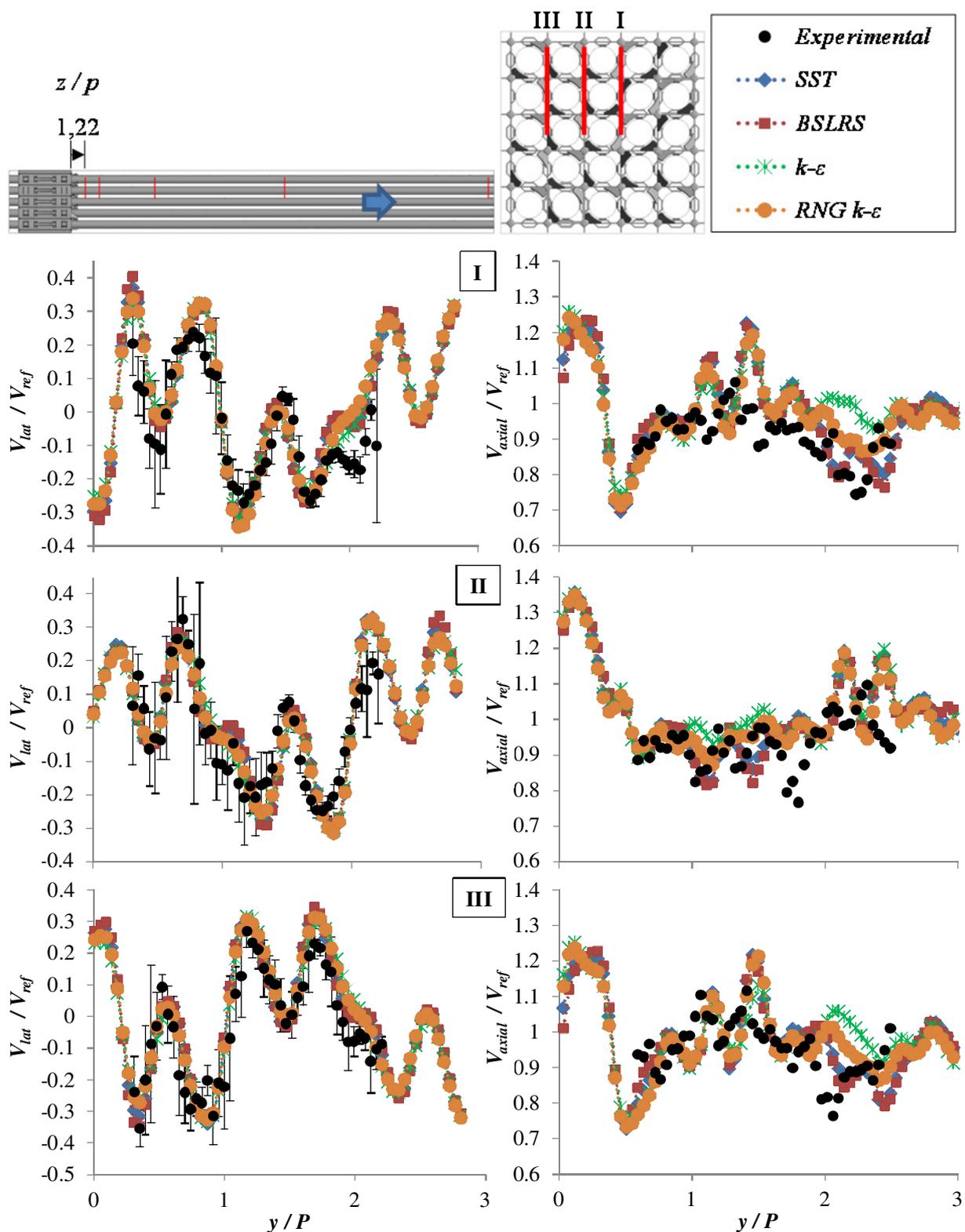


Figura 4.22 – Perfis de velocidade lateral e axial ao longo de três fileiras de subcanais 1,22 passos de distância do topo da grade espaçadora.

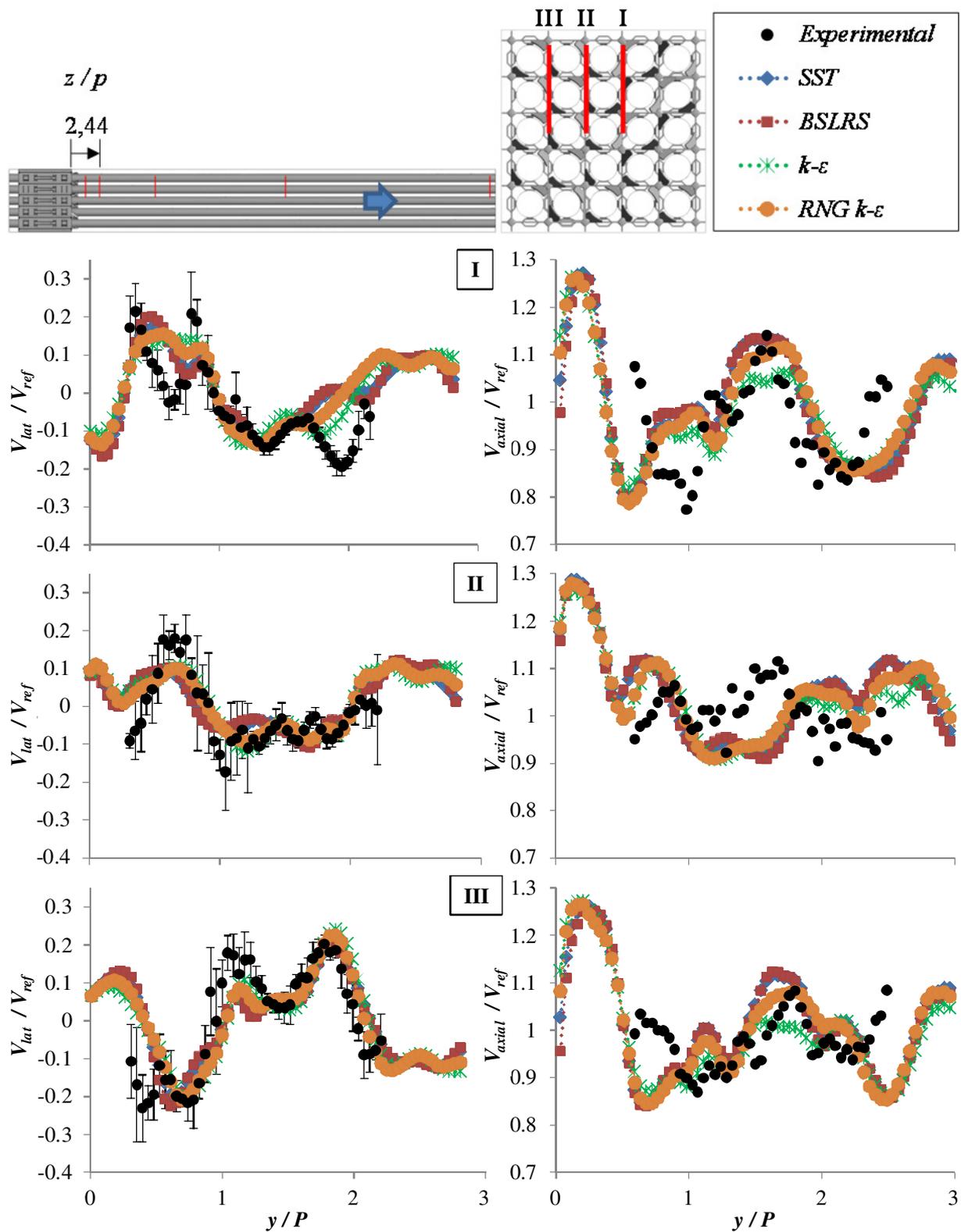


Figura 4.23 – Perfis de velocidade lateral e axial ao longo de três fileiras de subcanais 2,44 passos de distância do topo da grade espaçadora.

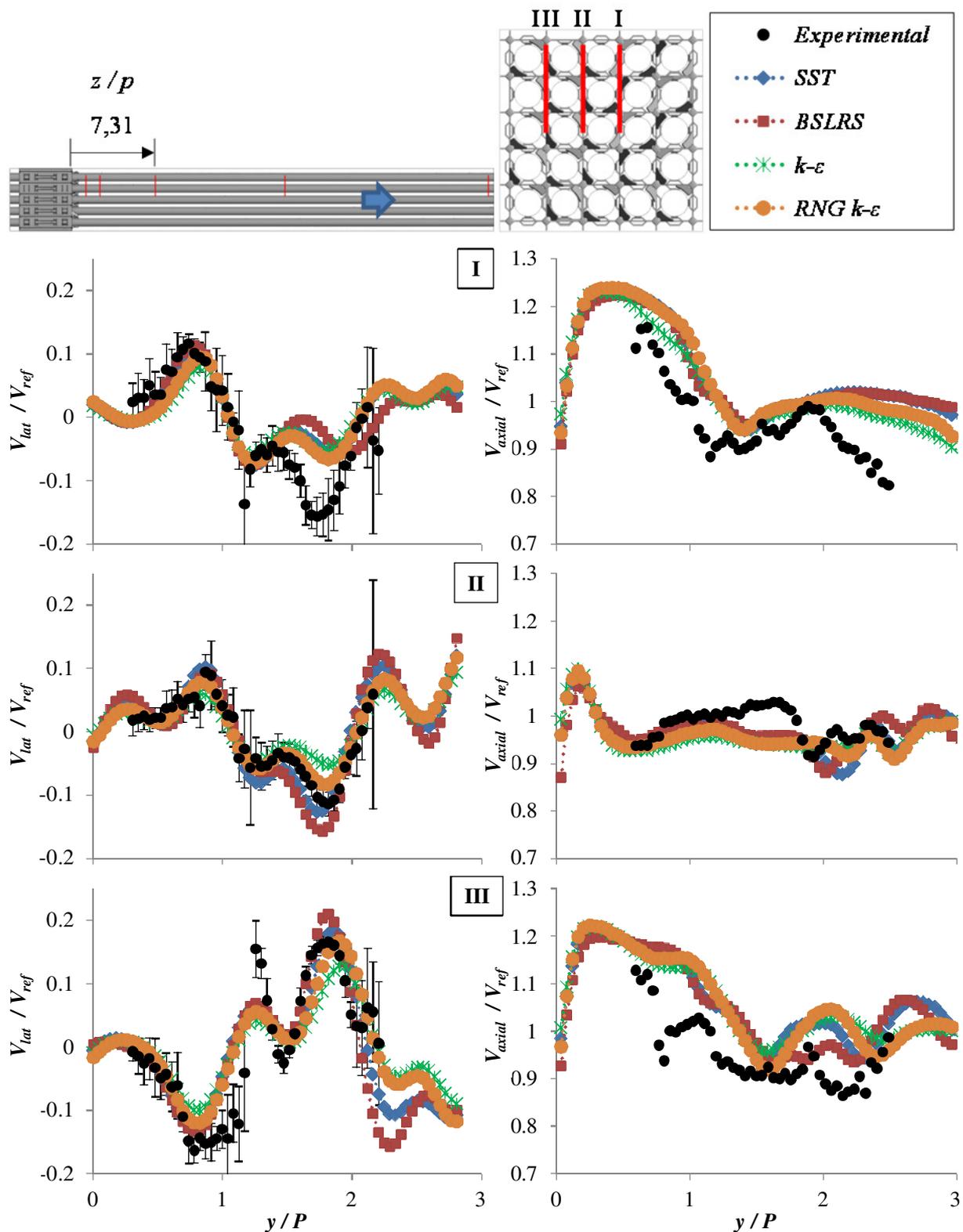


Figura 4.24 – Perfis de velocidade lateral e axial ao longo de três fileiras de subcanais 7,31 passos de distância do topo da grade espaçadora.

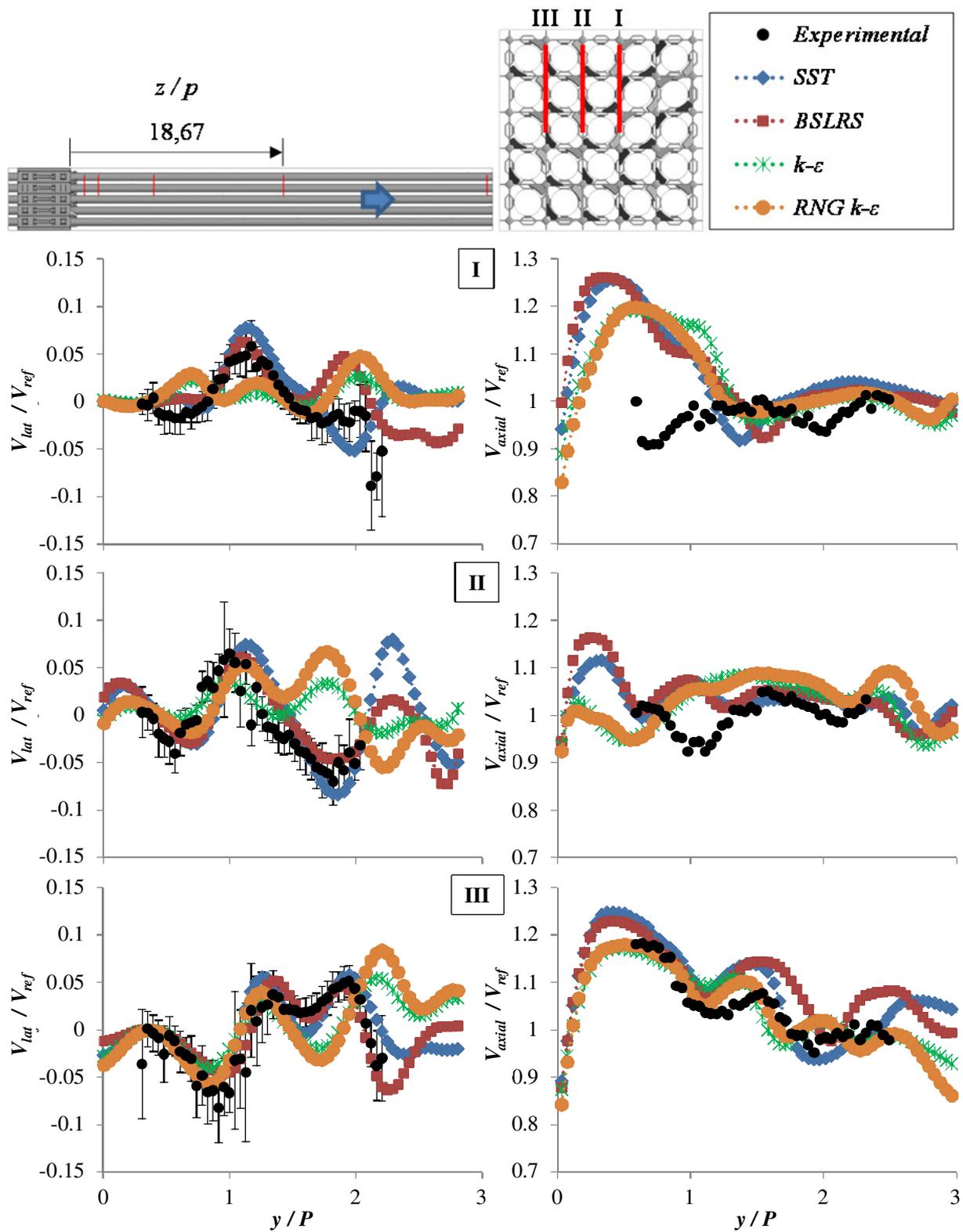


Figura 4.25 – Perfis de velocidade lateral e axial ao longo de três fileiras de subcanais 18,67 passos de distância do topo da grade espaçadora.

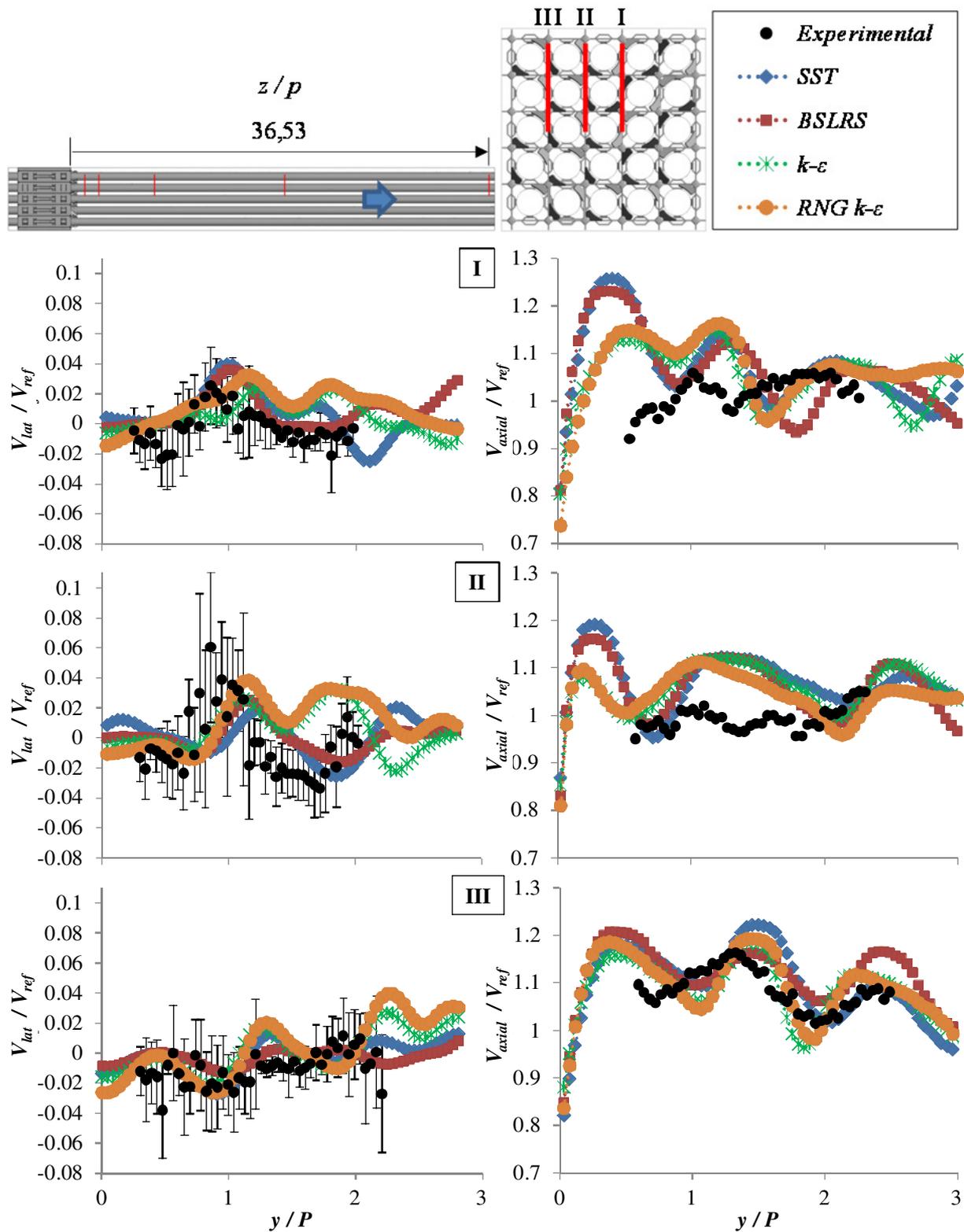


Figura 4.26 – Perfis de velocidade lateral e axial ao longo de três fileiras de subcanais 36,53 passos de distância do topo da grade espaçadora.

Os perfis observados para a velocidade lateral próxima a grade espaçadora, Figuras 4.22, 4.23 e 4.24, nas fileiras de subcanais I e II foram similares, com picos de velocidade negativa e positiva ocorrendo em posições próximas. Este comportamento se justifica pelo padrão de escoamento observado na grade espaçadora e destacado pela Figura 4.21, onde há um movimento em “forma de ferradura” na região onde foi realizada a medição. Esta característica de movimento fez com que a direção do escoamento lateral fosse similar. A observação deste comportamento entre as fileiras de subcanais I e II e a concordância dos perfis de velocidade com os resultados experimentais, indicam que o padrão de escoamento observado numericamente se assemelha ao que ocorre na realidade.

A Figura 4.27 apresenta o erro de comparação médio e a incerteza de validação média entre os resultados experimentais e o do modelo numérico utilizando quatro modelos de turbulência distintos para a V_{lat} em todas as posições de avaliadas. O cálculo do erro e incerteza de validação foi realizado ponto a ponto ao longo dos perfis e posteriormente foram calculadas as médias do valor absoluto. Para determinar a incerteza numérica da solução, os resultados do processo de V&V realizados no estudo anterior para V_{lat} foram extrapolados utilizando a Equação 4.. A figura destaca as grandes incertezas relativas numéricas e experimentais (áreas hachuradas da figura) presentes.

Na Figura 4.27 observam-se grandes valores para o erro de comparação médio percentual dos perfis para todos os modelos de turbulência e grandes incertezas de validação, especialmente para as posições mais afastadas da grade espaçadora. Este comportamento também foi observado no estudo anterior e está associado aos pequenos valores e grande variação das velocidades, com mudanças de sinal da velocidade, ao longo do curto comprimento avaliado. Este fato leva a grandes valores percentuais de erro de comparação, pois pequenas diferenças nas posições onde ocorrem picos, vales ou mudanças de sinal dos valores da velocidade geram grandes diferenças entre os valores calculados e medidos. Isto é especialmente impactante nas posições mais afastadas da grade espaçadora onde os valores de V_{lat} são muito pequenos.

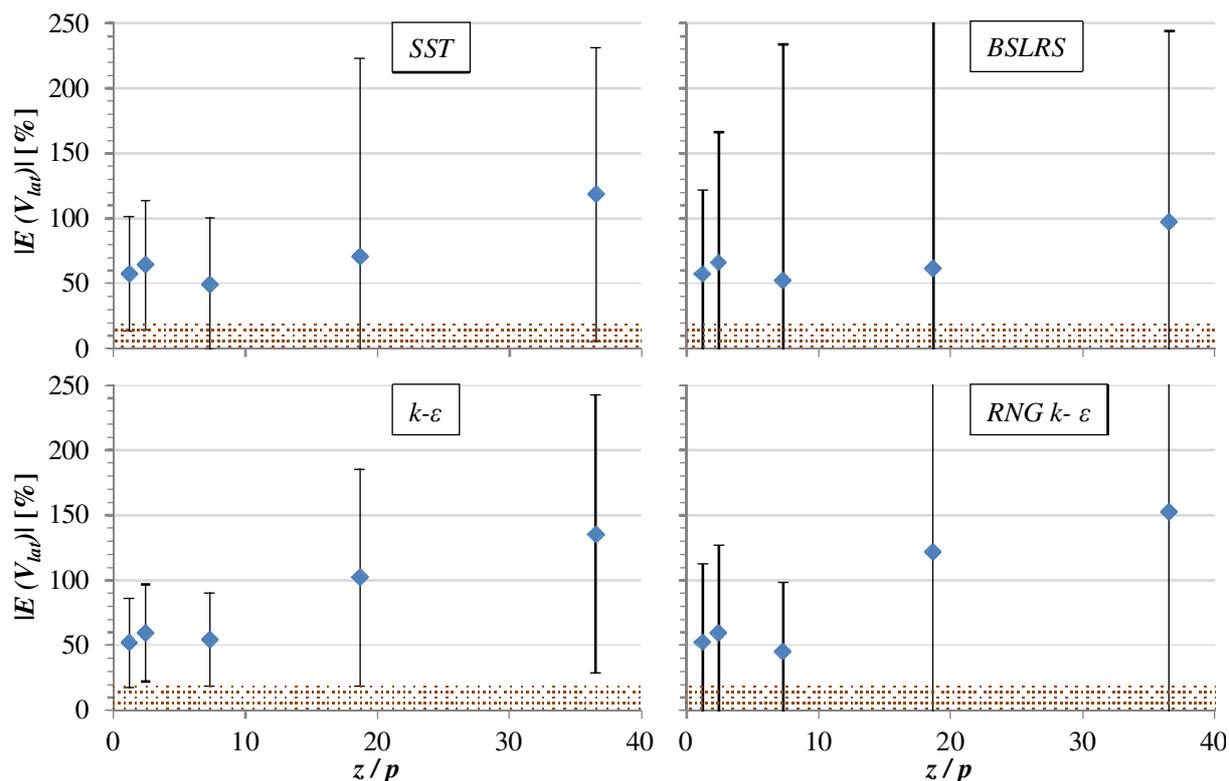


Figura 4.27 – Erro de comparação e incerteza de validação médios da velocidade lateral (V_{lat}) ao longo do feixe após a grade espaçadora.

A Figura 4.28 apresenta o erro de comparação médio e incerteza de validação média para a V_{axial} analítica e numérica ao longo da seção de testes com grade espaçadora real. A extrapolação do resultado da V&V realizada no estudo anterior também foi feita para V_{axial} , com base na Equação 4., para estimar a incerteza numérica. Observam-se erros de comparação médios menores que 10% para todas as posições avaliadas com todos os modelos de turbulência testados.

Os resultados para o erro de comparação médio, mostrados na Figura 4.28, foram similares entre os modelos testados em todas as posições. Este comportamento também foi observado no estudo anterior, o que mais uma vez indica a consistência do modelo numérico proposto.

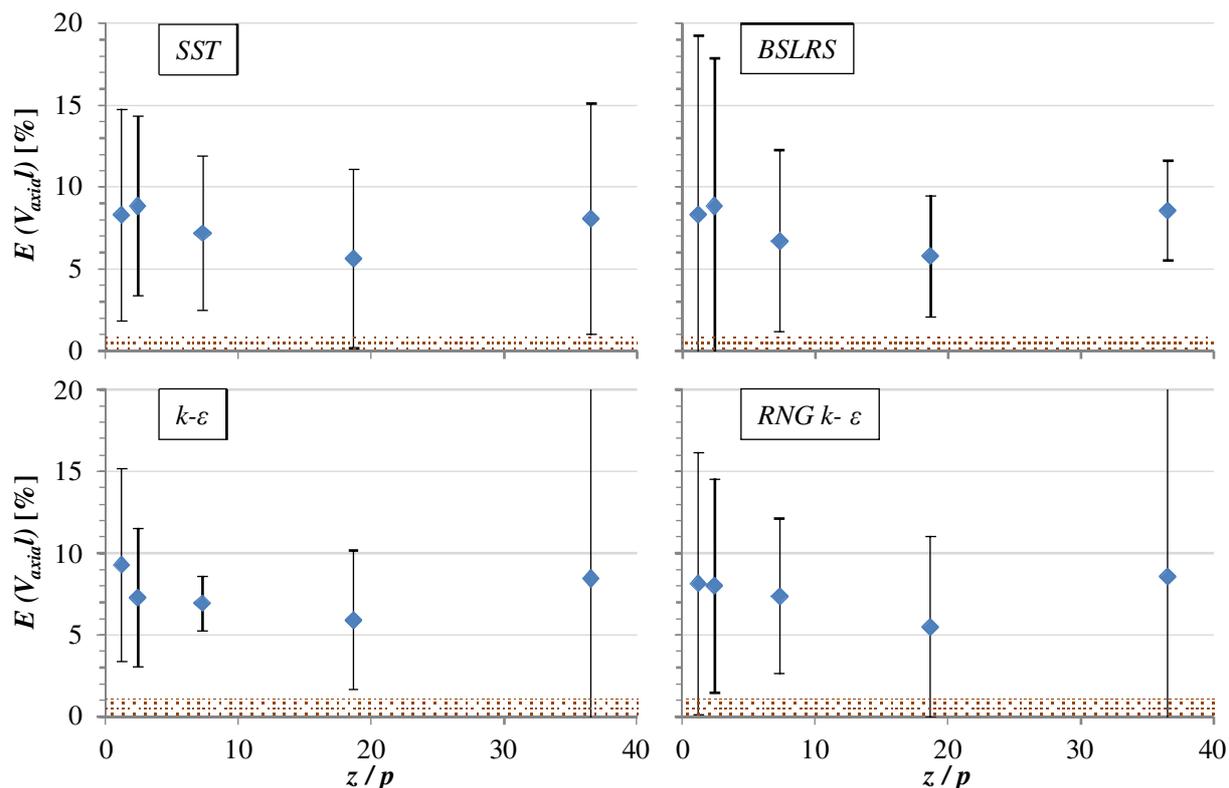


Figura 4.28 – Erro de comparação e incerteza de validação médios da velocidade lateral (V_{axial}) ao longo do feixe após a grade espaçadora.

4.2.5. Síntese dos resultados da V&V da grade espaçadora experimental

A Tabela IV.9 apresenta uma síntese dos resultados obtidos no estudo de verificação e validação realizado na grade espaçadora experimental. São apresentados os valores médios do erro de comparação, E , e a incerteza numérica, U_{num} , ao longo do domínio para a malha mais refinada das variáveis de interesse. O mesmo critério estabelecido para o estudo da grade de Karoutas et al. (1995) foi utilizado, considerando um erro e incerteza de até 20% aceitáveis para a simulação da grade espaçadora. Na tabela são apresentados também os valores médios da incerteza experimental das medições para comparação com os resultados obtidos.

Tabela IV.9 – Síntese dos resultados obtidos do estudo de V&V com a grade experimental.

	SST [%]		$k-\varepsilon$ [%]		RNG $k-\varepsilon$ [%]		BSLRS [%]		Experimento
	E	U_{num}	E	U_{num}	E	U_{num}	E	U_{num}	
DP_{grade}	-19,0	14,1	-15,4	13,4	-8,9	15,9	-19,4	11,8	13,0
< 20% ?	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
$I_{médio}$	-36,8	40,4	-29,9	41,6	-44,2	41,1	-38,4	41,7	44,3
< 20% ?	X	X	X	X	X	X	X	X	X
$SF_{médio}$	18,5	51,5	27,0	23,5	16,4	64,9	24,0	145,0	18,3
< 20% ?	✓	X	X	X	✓	X	X	X	✓
$V_{lat\ médio}$	81,9	69,1	57,6	76,7	111,6	81,5	176,0	64,3	13,7
< 20% ?	X	X	X	X	X	X	X	X	✓
$V_{axial\ médio}$	7,2	5,7	7,2	5,8	7,1	7,6	7,2	6,4	1,0
< 20% ?	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓

Considerando o critério estabelecido, a Tabela IV.9 mostra que os modelos de turbulência SST e RNG $k-\varepsilon$ foram os que por mais vezes atenderam ao critério. No estudo anterior estes modelos atenderam bem os critérios, no entanto ficaram atrás do modelo $k-\varepsilon$, que foi o que melhor representou o escoamento. Esta diferença se explica pela deficiência da malha utilizada no estudo da grade experimental, que teve de ser uma malha mais grossa do que as usadas na avaliação do desempenho dos modelos numéricos no estudo anterior devido a limitações computacionais. Isto também explica os valores elevados de incerteza numérica observados neste estudo.

Novamente os resultados obtidos para as velocidades na Tabela IV.9 indicam que o procedimento adotado de Verificação e Validação (ASME, 2009) não é adequado para a avaliação de variáveis locais. Assim como observado no estudo anterior, o erro de comparação e incertezas numéricas para a velocidade lateral (V_{lat}) foram maiores do que os observados para a velocidade axial (V_{axial}), no entanto, como foi observado na Seção 4.2.4, a concordância qualitativa dos resultados foi muito maior para a V_{lat} .

5. Conclusões

Neste estudo uma metodologia numérica e outra experimental para a investigação do escoamento de água através de feixes de varetas com grades espaçadoras de elementos combustíveis nucleares de reatores do tipo *PWR* foram desenvolvidas. A metodologia desenvolvida empregou a ferramenta de modelagem *CFD* e experimentos em um segmento do elemento combustível nuclear para levantamento da queda de pressão e dos perfis de velocidade do escoamento após a grade espaçadora.

Para o desenvolvimento inicial do procedimento de simulação numérica foram usados dados disponíveis na literatura, sendo realizado um processo de V&V das simulações segundo procedimentos da norma *ASME V&V 20* (ASME, 2009). O trabalho de Karoutas et al. (1995) foi usado como referência para esta etapa do estudo por ser um raro caso na literatura onde detalhes geométricos da grade espaçadora e resultados experimentais de medida de velocidade em um feixe de 5 x 5 varetas estão disponíveis. Devido à simetria do escoamento e da geometria, o domínio de simulação foi simplificado para uma seção do feixe de 2 x 2 varetas representando a região central do feixe, isto permitiu que malhas muito refinadas fossem geradas para a avaliação da incerteza numérica. Foram geradas seis malhas progressivamente refinadas para o levantamento da incerteza numérica devido à discretização espacial. Cinco modelos de turbulência foram testados em cada uma das seis malhas simuladas: *k-ε*, *RNG k-ε*, *SST (Shear Stress Transport)*, *BSLRS (Baseline Reynolds Stress)* e *SSGRS (Speziale-Sarkar-Gatski Reynolds Stress)*. Os resultados das simulações foram validados contra dados experimentais e correlações empíricas encontradas na literatura. Deste estudo foram obtidas as seguintes conclusões mais relevantes para cada uma das variáveis analisadas:

- **Diferença de pressão** – Todos os modelos de turbulência testados apresentaram bons resultados para a diferença de pressão total no domínio e na região da grade espaçadoras, apresentando pequenas incertezas numéricas de 1,7% a 5,9%, boa convergência e erro de comparação dentro da faixa de incerteza experimental de 15%. Já a diferença de pressão na região do feixe de varetas foi sobrestimada pela maioria dos modelos, apresentando erro de comparação superior a incerteza do experimento,

exceto para os modelos *RNG k-ε* e o *SSGRS* que apresentaram erro de comparação de -4,9% e -7,2% respectivamente.

- **Intensidade turbulenta média** – O resultado da V&V realizada indica que o pico de intensidade turbulenta próxima à grade espaçadora é subestimado por todos os modelos de turbulência testados, com valores de 18,6% a 24,4% menores do que o encontrado pela correlação empírica. O uso de malhas mais refinadas mostram tendência de melhorar o resultado. No entanto apesar de grande, o valor de incerteza indica que mesmo com uma malha infinitamente refinada não seria possível obter os valores da correlação utilizada. Isto sugere que os modelos numéricos adotados não são apropriados para avaliação desta variável.
- **Movimento secundário médio** – Os resultados mostraram boa concordância com os valores experimentais foi obtida com os modelos de turbulência *SST* e *k-ε* para todas as posições, com valores de erro de comparação médios de 8,6% e 11,3%, respectivamente. Isto indica que estes modelos são mais indicados para a avaliação desta variável. Os modelos baseados na solução de equações de transporte para as tensões de Reynolds, *SSGRS* e *BSLRS*, foram os que apresentaram piores resultados para o erro de comparação e a tendência observada para a incerteza numérica é o de se afastar do valor experimental com o refinamento de malha.
- **Velocidade lateral** – todos os modelos de turbulência testados apresentaram perfis de velocidade lateral similares e com boa concordância qualitativa com os dados experimentais, capturando os detalhes do movimento lateral da água ao longo do comprimento axial. No entanto, o procedimento de V&V mostrou que os resultados numéricos apresentaram grandes erros de comparação médios e incertezas numéricas médias, chegando a mais de 50% do valor medido. Isto ocorreu possivelmente devido a pequenas diferenças nas posições onde ocorrem picos, vales ou mudanças de sinal dos valores da velocidade que podem gerar grandes diferenças entre os valores calculados e medidos.
- **Velocidade axial** – todos os modelos de turbulência testados apresentaram perfis de velocidade axial similares entre si, mas com menor concordância qualitativa com os

dados experimentais do que a observada para a velocidade lateral, especialmente nas duas posições mais próximas e mais afastadas da grade espaçadora. Foram observados valores de 6,6% a 7,7% para o erro de comparação médio percentual, valores muito menores dos obtidos para a velocidade lateral.

Após a definição do modelo numérico, uma grade espaçadora experimental foi estudada. Para o estudo experimental foi confeccionada uma seção de testes com seção quadrada para um feixe com 5 x 5 varetas e quatro grades espaçadora. Medidas de pressão, utilizando transdutores de pressão, e de velocidade lateral e axial, utilizando um *LDV*, foram realizadas. Devido à ausência de simetria do escoamento e da geometria, o domínio de simulação não pode ser simplificado como no estudo inicial. Por esta razão apenas uma malha foi gerada, no limite da capacidade computacional disponível, com parâmetros iguais aos usados para uma malha menos refinada do estudo inicial. O modelo numérico definido no estudo inicial foi aplicado para a simulação. Foram testados quatro modelos de turbulência. O modelo de turbulência *SSGRS* foi excluído desta etapa do estudo pois a simulação entrou em oscilação e não alcançou convergência aceitável. Devido à impossibilidade computacional de gerar outras malhas, a incerteza numérica foi estimada por meio de um procedimento determinado para a extrapolação dos resultados do estudo inicial. Os resultados numéricos e experimentais foram comparados para a validação do modelo. Deste estudo foram obtidas as seguintes conclusões mais relevantes para cada uma das variáveis analisadas:

- **Diferença de pressão** – os resultados experimentais obtidos apresentaram boa concordância com os de uma correlação semi-empírica, apresentando um erro de comparação de 13,6%, valor dentro da faixa de incerteza da correlação de 15%. Todos os modelos de turbulência testados sobestimaram a diferença de pressão. Os resultados numéricos com todos os modelos testados apresentaram concordância com os experimentais próximos à grade espaçadora, sendo observado o comprimento de recuperação de pressão após a grade. Os modelos *k-ε* e *RNG k-ε* foram os que melhor se aproximam dos resultados experimentais, com valores de erro de comparação médios de -15,4% e -8,9%, respectivamente.

- **Intensidade turbulenta média** – O alto ruído e a baixa amostragem das medidas com o *LDV* resultaram em uma elevada incerteza experimental da medida de 44,3%. No entanto, o comportamento da intensidade turbulenta média experimental foi similar ao calculado com a correlação. Assim como obtido no estudo anterior, os modelos de turbulência testados não calcularam o pico de intensidade turbulenta próxima à grade, com erros de comparação de 29,9% a 44,2%.
- **Movimento secundário médio** – boa concordância qualitativa do comportamento de decaimento do movimento secundário ao longo do comprimento axial entre os valores experimentais e numéricos para todos os modelos de turbulência testados. Grandes valores para a incerteza numérica, especialmente para o modelo *BSLRS*, com valores de 23,5% a 145,0% foram observados. Entre os modelos avaliados, o *SST* e o *RNG k-ε* se mostraram os mais adequados para a avaliação do *SF*, com erro de comparação de 18,5% a 16,4%, respectivamente.
- **Velocidade lateral** – assim como no estudo inicial, todos os modelos de turbulência testados apresentaram perfis de velocidade lateral similares e com boa concordância qualitativa com os dados experimentais, capturando os detalhes do movimento lateral da água ao longo do comprimento axial. Grandes erros de comparação médios e incertezas numéricas médias, chegando a mais de 50% do valor medido, também foram observados.
- **Velocidade axial** – assim como o obtido para a velocidade lateral, todos os modelos de turbulência testados apresentaram perfis de velocidade axial similares e com boa concordância qualitativa com os dados experimentais, capturando os detalhes do movimento lateral da água ao longo do comprimento axial. Foram observados valores menores que ~10% foram observados para o erro de comparação médio percentual para todos os modelos testados.

De modo geral, a metodologia numérica desenvolvida apresentou bons resultados do ponto de vista geral, sendo os modelos de turbulência *SST* e *RNG k-ε* os mais indicados para a análise do escoamento. Os resultados mostraram que os modelos de turbulência testados são incapazes de fornecer o comportamento da turbulência do escoamento próximo à grade

espaçadora, sendo necessário provavelmente o uso de técnicas mais sofisticadas para modelagem da turbulência como *DES (Detached Large Eddy Simulation)* ou *LES*.

Os experimentos realizados se mostraram consistentes e com boa repetitividade. Melhores resultados podem ser obtidos com o uso de um diferente particulado para inseminação do escoamento para a medida com o *LDV* como a alumina ou esferas de vidro revestidas com alumínio.

A metodologia numérica-experimental desenvolvida neste trabalho poderá ser usada para subsidiar o desenvolvimento de grades espaçadoras para elementos combustíveis nucleares na indústria nacional.

Sugestões para trabalhos futuros

- Levantar as características do escoamento para diferentes números de Reynolds aplicando a metodologia desenvolvida.
- Aplicar o modelo numérico no estudo de grades espaçadora com dispositivo de mistura com forma geométrica distinta e realizar experimentos para a validação dos cálculos.
- Avaliar a viabilidade da utilização de modelagem sofisticada de turbulência como *DES* e *LES*.
- Realizar estudos numéricos e experimentais com geração de calor nas varetas para obtenção das correlações de transferência de calor e análise da influência do escoamento na eficiência térmica do elemento combustível.

6. Referências bibliográficas

- [1] Advantec, *PCL-818HD – High-performance DAS card with programmable gain – User Manual*, Advantech, 1994.
- [2] Advantec, *PCLD-789D – Amplifier and Multiplexer Board – User Manual*, Advantech, 1995.
- [3] AIAA, *AIAA Guide for the Verification and Validation of Computational Fluid Dynamics Simulations*, AIAA Report G-077-1988, 1998.
- [4] ANSYS CFX 14.0, *User manual*, ANSYS Europe Ltd., 2011.
- [5] Areva, *Final Safety Analysis Report of U.S. EPR*, U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC), submetido pela Areva ao U.S. NRC para certificação do reator PWR U.S. EPR em 2011.
- [6] ASME V&V 20, *Standard for Verification and Validation in Computational Fluid Dynamics and Heat Transfer*, The American Society of Mechanical Engineers (ASME), 2009.
- [7] Avramova, M., *CTF/STAR-CD off-line coupling for simulation of crossflow caused by mixing vane spacers in rod bundles*, International Conference on Mathematics and Computational Methods Applied to Nuclear Science and Engineering (M&C 2011), Brasil, 2011.
- [8] Barth, T. J. e Jespersen, D. C., *The design and application of Upwind schemes on unstructured meshes*, American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, Artigo 89-0366, 1989.
- [9] Boussinesq, J., *Essai Sur La Théorie Des Eaux Courantes*, Mem. Présentés Acad., Vol. 23, Paris, p. 46, 1877.
- [10] Brandt, A., *Multilevel adaptive solutions to boundary value problems*, Math. Comput., Vol. 31, p. 333-390, 1977.

- [11] Burmeister, L. C., *Convective heat transfer*. 2^a. Edição, Editora John Wiley & Sons, Inc., New York, Estados Unidos da América, cap. 1, p. 2, 1993.
- [12] Campbell, R. L., Cimbala, J. M., Hochreiter, L. E., *Computational fluid dynamics prediction of grid spacer thermal-hydraulic performance with comparison to experimental results*, Nuclear Technology, vol. 149, pp. 49-61, 2005.
- [13] Celik, I.B., Ghia, U., Roache, P.J., Freitas, C.J., Coleman, H., Raad, P.E., *Procedure for Estimation and Reporting of Uncertainty Due to Discretization in CFD Applications*, Journal of Fluids Engineering, Vol. 130, pp. - 078001-1 - 078001-4, 2008.
- [14] Chang, S. K., Moon, S. K., Baek, W. P., Choi, Y. D., *Phenomenological investigations on the turbulent flow structures in a rod bundles array with mixing devices*, Nuclear Engineering and Design, vol. 238, pp. 600-607, 2008.
- [15] Chun, T. H., Oh, D. S., A pressure drop model for spacer grids with and without flow mixing vanes, Journal of Nuclear Science and Technology, vol. 35, n. 7, pp. 508-510, 1998.
- [16] Crecy, F., *The effect of grid assembly mixing vanes on critical heat flux values and azimuthal location in fuel assemblies*, Nuclear Engineering and Design, vol. 149, p. 233–241, 1994.
- [17] Cui, X. Z., Kim, K. Y., *Three-dimensional analysis of turbulent heat transfer and flow through mixing vane in a subchannel of nuclear reactor*, Journal of Nuclear Science and Technology, vol. 40, pp. 719-724, 2003.
- [18] Dantec, *Technical specifications of FlowExplorer 2D*, Dantec Dynamics, 2010.
- [19] D'Auria, F. e Petrucci, A., *Uncertainties in Predictions by Complex System Codes*, ASME Conference Proceedings, vol. 955, 2011.
- [20] Dominguez-Ontiveros, E.E., Hassan, Y.A., Conner, M.E., Karoutas, Z., *Experimental benchmark data for PWR rod bundle with spacer-grids*, Nuclear Engineering and Design, vol. 253, p. 396– 405, 2012.

- [21] Eça, L., Hoekstra, M., *An Evaluation of Verification Procedures for CFD Applications*, 24th Symposium on Naval Hydrodynamics, Fukuoka, Japão, Julho, 2002.
- [22] Eça, L., Hoekstra, M., *Discretization Uncertainty Estimation based on a Least Squares version of the Grid Convergence Index*, 2nd Workshop on CFD Uncertainty Analysis, Lisboa, Portugal, Outubro, 2006b.
- [23] Eça, L., Hoekstra, M., *On the Influence of the Iterative Error in the Numerical Uncertainty of Ship Viscous Flow Calculations*, 26th Symposium on Naval Hydrodynamics, Roma, Italia, Setembro, 2006a.
- [24] Eça, L., Hoekstra, M., Roache, P. e Coleman, H., *Code verification, solution verification and validation: an overview of the 3rd Lisbon workshop*, AIAA, 2009.
- [25] Eça, L., Hoekstra, M., Roache, P.J., *Verification of Calculations: an Overview of the Lisbon Workshop*, AIAA Paper 4728, AIAA Computational Fluid Dynamics Conference, Toronto, Junho, 2005.
- [26] Fox, R. W. e McDonald A.T., *Introdução à mecânica dos fluidos*. 5^a Edição, Editora LTC, Rio de Janeiro, cap. 8, p. 215-259, 1998.
- [27] Franco, C. B. ; Carajilescov, P., *Experimental analysis of pressure drop and flow redistribution in axial flow in rod bundles*, Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, Rio de Janeiro, Brasil, v. XXII, n.No. 4, p. 599-612, 2000.
- [28] Grotjans, H. e Menter, F. R., *Wall functions for general application CFD code*, Anais da quarta conferencia europeia de dinâmica dos fluidos – ECCOMAS 98, p. 1112-1117, 1998.
- [29] Guifang, Z., Zuti, C., Demei, Z., *Experimental Study of Mixing in a Square Array Rod Bundle with Grid Spacer*, NURTH-4, p. 1303-1306, 1989.
- [30] Haixiang, H., Ping, C., *An optimization method applied in development of spacer grid of fuel assembly*, 13th International Conference on Nuclear Engineering ICONE13, Beijing, China, paper n^o 50673, 2005.

- [31] Han, S. Y., Seo, J. S., Park, M. S., Choi, Y. D., *Measurements of the flow characteristics of the lateral flow in the 6×6 rod bundles with Tandem Arrangement Vanes*, Nuclear Engineering and Design, vol. 239, pp. 2728–2736, 2009.
- [32] Holloway, M. V., Beasley, D. E., Conner, M. E., *Single-phase convective heat transfer in rod bundles*, Nuclear Engineering and Design, vol. 238, pp. 848-858, 2008.
- [33] Holloway, M. V., Conover, T. A., McClusky, H. L., Beasley, D. E., Conner, M. E., *The effect of support grid design on azimuthal variation in heat transfer coefficient for rod bundles*, Journal of Heat Transfer, vol. 127, pp. 598-605, 2005.
- [34] Holloway, M. V., McClusky, H. L., Beasley, D. E., Conner, M. E., *The effect of support grid features on local, single-phase heat transfer measurements in rod bundles*, Journal of Heat Transfer, vol. 126, pp. 43-53, 2004.
- [35] Hu Haixiang, Chen Ping, *An Optimization Method Applied in the Development of Spacer Grid of Fuel Assembly*, ICONE 13, China, 2005.
- [36] Hutchinson, B. R. e Raithby, G. D., *A Multigrid method Based on the Additive Correction Strategy*, Numerical Heat Transfer, Vol. 9, p. 511-537, 1986.
- [37] IAPWS, *Release on the Refractive Index of Ordinary Water Substance as a Function of Wavelength, Temperature and Pressure*, 1997 International Association for the Properties of Water and Steam, 1997.
- [38] Ikeda, K., Hoshi, M., *Development of Mitsubishi high thermal performance grid*, JSME International Journal, series B, vol. 45, n° 3, pp. 586-591, 2002.
- [39] Ikeda, K., Hoshi, M., *Flow Characteristics in spacer grids measured by rod-embedded fiber laser Doppler velocimetry*, Journal of Nuclear Science and Technology, vol. 44, no. 2, pp. 194-200, 2007.
- [40] Ikeda, K., Makino, Y., Hoshi, M., *Single-phase CFD applicability for estimating fluid hot-spot locations in a 5 x 5 fuel rod bundle*, Nuclear Engineering and Design, vol. 236, pp. 1149-1154, 2006.

- [41] Ikeno, T., Kajishima, T., Murata, T., *The effect of Mixing-vane Arrangements in a subchannel turbulent flow*, Journal of Nuclear Science and Technology, vol. 43, pp. 1194-1205, 2006.
- [42] Imaizumi, M., Ichioka, T., Hoshi, M., Teshima, H., Kobayashi, H., Yokoyama, T., *Development of CFD method to evaluate 3-D flow characteristics for PWR fuel assembly*, Transactions of the 13th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology SMIRT 13, Porto Alegre, Brazil, pp. 3-14, 1995.
- [43] In, W. K., Chun, T. H., Shin, C. H., Oh, D.S., *Numerical computation of heat transfer enhancement of a PWR rod bundle with mixing vane spacers*, Nuclear Technology, vol. 161, pp. 69-79, 2008.
- [44] In, W.K., Oh, D.S., Chun, T.H., *CFD Analysis of Turbulent Flow in Nuclear Fuel Bundle with Flow Mixing Device*, KAERI report TR-1296/99, 1999.
- [45] In, W.K., Oh, D.S., Chun, T.H., Jung, Y.H., *CFD Application to the Optimal Design of Flow Mixing Device in a Nuclear Fuel Assembly*, NTHAS2, Japão, pp. 144-150, 2000.
- [46] In, W. K., Oh, D. S. and Chun, T. H., *Empirical and Computational Pressure Drop Correlations for Pressurized Water Reactors Fuel Spacer Grids*, Nuclear Technology, vol. 139, pp. 72-79, 2002.
- [47] IAEA (International Atomic Energy Agency), *PRIS – Power Reactor Information System*, em: <http://www.iaea.org/pris/>, acessado em Novembro de 2012.
- [48] ISO 5167-1, *Measurements of fluid flow by means of pressure differential devices*, International Organization of Standardization, Geneva, 1991.
- [49] ISO, *Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement*, International Organization of Standardization, Geneva, 1995.
- [50] Jones, W. P. e Launder, B. E., *The prediction of laminarization with a two-equation model of turbulence*, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 15, p. 301-314, 1972.

- [51] Karoutas, Z., Gu, C., Sholin, B., *3-D Flow analyses for design of Nuclear Fuel Spacer*, Proceedings of the 7th International Meeting on Nuclear Reactor Thermal-hydraulics NURETH-7, New York, USA, vol. 1, pp. 3153-3174, 1995.
- [52] Kim, K. Y., Seo, J. W., *Shape optimization of a mixing vane in a subchannel of nuclear reactor*, Journal of Nuclear Science and Technology, vol. 41, pp. 641-644, 2004.
- [53] Kim, K. Y., Seo, J. W., *Numerical optimization for the design of a spacer grid with mixing vanes in a pressurized water reactor fuel assembly*, Nuclear Technology, vol. 149, pp. 62-70, 2005.
- [54] Kraftwerk Union, *Kunden Information Seminar: Gesamtüberblick KWU Kernbrautwerkestechmik*, Erlangen, 1976.
- [55] Lamarch, J. R., *Introduction to Nuclear Engineering*, Addison-Wesley Publishing Company, 1988.
- [56] Launder, B. E. e Spalding, D. B., *The numerical computation of turbulent flows*, Computational Methods Applied to Mechanical Engineering, Vol. 3, p. 269-289, 1974.
- [57] Lee, C. M., Choi, Y. D., *Comparison of thermo-hydraulic performances of large scale vortex flow (LSVF) and small scale vortex flow (SSVF) mixing vanes in 17x17 nuclear rod bundle*, Nuclear Engineering and Design, vol. 237, pp. 2322-2331, 2007.
- [58] Liu, B., Smith, L. D., Conner, M. E., Dzodzo, M. B., Paramonov, D. V., Karoutas, Z. E., Knott, R. P., Young, M. Y., *CFD approach for investigating flow and heat transfer in PWR fuel assembly*, Proceedings of the 13th International Conference on Nuclear Engineering ICONE13, Beijing, China, paper n° 50924, 2005.
- [59] Liu, C.C., Ferng, Y.M., *Numerically simulating the thermal–hydraulic characteristics within the fuel rod bundle using CFD methodology*, Nuclear Engineering and Design, vol. 240, p. 3078–3086, 2010.
- [60] Lockard, D. P., *In search of grid converged solutions*, Procedia Engineering, vol. 6, pp. 224-233, 2010.

- [61] Ma Teng-da, Zeng, He-yi, Guo, Y., *Numerical simulation of hydraulic characteristics of coolant in rod spacer grids*, International Conference on Information Systems for Crisis Response and Management, 2011.
- [62] Majumdar, S., *Role of underrelaxation in momentum interpolation for calculation of flow with nonstaggered grids*, Numerical Heat Transfer, Vol. 13, No. 1, p. 125-132, 1988.
- [63] Maliska, C. R., *Transferência de Calor e Mecânica do Fluidos Computacional*, LTC, Rio de Janeiro, 1995.
- [64] Marek, J., Maubach, K., Rehme, K., *Heat Transfer and Pressure Drop Performance of Rod Bundles Arranged in Square Arrays*, International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 16, p. 2215-228, 1973.
- [65] McClusky, H.L., Holloway, M.V., Beasley, D.E., Conner, M.E., *Development of swirling flow in a rod bundle subchannel*, Journal of Fluids Engineering, vol. 124 , pp. 747–755, 2002.
- [66] Menter, F. R., *Influence of freestream value on $k-\omega$ turbulence model predictions*, American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, Vol. 30, No. 6, p. 1657-1659, 1992.
- [67] Menter, F. R., *Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications*, American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, Vol. 32, No. 8, p. 269-289, 1994.
- [68] Menter, F., *CFD Best Practice Guidelines for CFD Code Validation for Reactor-Safety Applications*, European Commission, 5th EURATOM Framework Programme, Report, EVOLECORA- D1, 2002.
- [69] Navarro, M. A., *Procedimento para calibração das linhas de medição de temperatura do circuito água-ar (CAA)*, Nota interna CNEN/CDTN, 2012.
- [70] Navarro, M. A., *Procedimento para calibração dos transmissores de pressão do circuito água-ar (CAA)*, Nota interna CNEN/CDTN, 2011.

- [71] Navarro, M. A., Santos, A.A.C., *Numerical evaluation of flow through a 5x5 pwr rod bundle: effect of the vane arrangement in a spacer grid*, INAC 2009, Rio de Janeiro, 2009.
- [72] NEI, *Fuel Review: Design Data*, NEI – Nuclear Engineering International, p. 26 – 35, Setembro, 2004.
- [73] NEA (Nuclear Energy Agency), *Best Practice Guidelines for the use of CFD in Nuclear Reactor Safety Applications*, Committee on the Safety of Nuclear Installations, 2007.
- [74] Noailly, J., Imbert, P., *Fragema Fuel Assembly Improvements for Upgraded Thermal-hydraulic Performance*, The 4th International Topical Meeting on Nuclear Thermal-hydraulics, Operations and Safety, Taiwan, 1994.
- [75] Oberkampf, W. L. e Trucano, T. G., *Validation Methodology in Computational Fluid Dynamics*, AIAA Fluids 2000, n. 2549, Denver, Estados Unidos da America, 2000.
- [76] Oberkampf, W. L., Trucano, T. G., *Verification and Validation Benchmarks*, Nuclear Eng. Design, doi:10.1016/j.nucengdes.2007.02.032, 2007.
- [77] Parece, M., *Introduction to U.S. EPR: U.S. EPR Fuel/Core Design*, Areva NP. INC., apresentação para o US DOE, 20 de Outubro, 2006.
- [78] Patankar, S. V., *Numerical heat transfer and fluid flow*, 2^a. Edição, Editora Hemisphere Publising, New York, Estados Unidos da América, 1980.
- [79] Pinheiros, F.L., *Desenvolvimento de uma Simulação Numérica por CFD para a Avaliação do Projeto de Aletas em Grades Espaçadoras de Elementos Combustíveis Nucleares*, INAC 2005, Brasil, 2005.
- [80] Raw, M. J., *Robustness of coupled algebraic multigrid for the Navier-Stokes equations*, American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, Artigo 96-0297, 34th Aerospace and Sciences Meeting & Exhibit, Reno, 1996.
- [81] RELAP/MOD, Code Manual, Volume I: Code Structure, System Models, And Solution Methods, Nureg/Cr-5535, 1995.

- [82] Rehme, K., *Pressure drop correlations for fuel element spacers*, Nuclear Technology, vol. 17, pp. 15–23, 1972.
- [83] Rehme, K., *The structure of turbulent flow through rod bundles*, Nuclear Engineering and Design, vol. 99, p. 141-154, 1987.
- [84] Rhie, C. M. e Chow, W. L., *A numerical study of the turbulent flow past an isolated airfoil with trailing edge separation*, American Institute of Aeronautics and Astronautics Journal, Artigo 82-0998, 1982.
- [85] Roache P.J., *Fundamentals of Verification and Validation*, Hermosa Publishers, 2009.
- [86] Roache P.J., *Verification and Validation in Computational Science and Engineering*, Hermosa Publishers, 1998.
- [87] Roache, P.J., Ghia, K.N., White, F.M., *Editorial Policy Statement on Control of Numerical Accuracy*, Journal of Fluids Engineering, vol. 108, p. 1, 1986.
- [88] Rowe, D. S., Chapman, C. C., *Measurement of turbulent velocity, intensity and scale in rod bundle flow channels containing a grid spacer*, Report BNWL-1757, Battelle Pacific Northwest Laboratories, Richland, Washington, 1973.
- [89] Rowe, D.S., Johnson, B.M., Knudsen, J.G., *Implications concerning rod bundle cross-flow mixing based on measurements of turbulent flow structure*, International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 17, p. 407–419, 1974.
- [90] Scarborough, J. B., *Numerical mathematical analyses*, 4a Edição, Editora Jonh Hopkins University Press, Baltimore, Estados Unidos da América, 1958.
- [91] Schlichting, H. e Gersten, K., *Boundary-layer theory*, 8^a Edição expandida, Editora Springer, Berlin, Alemanha, 2003.
- [92] Seo, J. S., Choi, Y. D., Han, S. Y., Ha, J. S., Shin, J. K., An, J. S., *LDV measurements of lateral flow characteristics in 6x6 rod bundle with vanes induced large scale vortex flow*, Proceedings of the 18th International Symposium on Transport Phenomena, pp. 2019-2024, 2007.

- [93] Shen, Y. F., Cao, Z. D., Lu, Q. G., *An investigation of crossflow mixing effect caused by grid spacer with mixing blades in a rod bundle*, Nuclear Engineering and Design, vol. 125, pp111-119, 1991.
- [94] Shultis, J. K. e Faw, R. E., *Fundamentals of nuclear science and engineering*, Marcel Dekker Inc., New York, E.U.A., cap. 11, 2002.
- [95] Silveira Neto, A., *Turbulência nos fluidos aplicada*, Apostila do curso de pós-graduação intitulada: Turbulência nos Fluidos, cap. 4, 2003.
- [96] Singha, A., Balachandar, R., *Swirling strength based identification of vortices in shallow wake*, submitted, Joint conference on Mechanics and Materials, Virginia, USA, 2009.
- [97] Speziale, C.G, Sparkar, S, and Gatski, T.B. , *Modeling the pressure-strain correlation of turbulence: an invariant dynamical system approach*, Journal of Fluid Mechanics, Vol. 277, pp. 245-272, 1991.
- [98] Stern, F., Wilson, R., Coleman, H.W., Paterson, E.G., *Comprehensive Approach to Verification and Validation of CFD Simulations – Part 1: Methodologies and Procedures* – ASME Journal of Fluids Engineering, Vol. 123, pp. 803-810, 2001.
- [99] Stewart, C. W., et al., *COBRA IV: The Model and the Method*. Richland, WA: Battelle, Pacific Northwest Laboratories BNWL-2214, 1977.
- [100] Tannehill, J. C., Anderson, D. A. e Pletcher, R. H., *Computational fluid mechanics and heat transfer*, 2ª Edição, Editora Hemisphere Publishing, New York, Estados Unidos da América, 1997.
- [101] Tong, L. S. e Weisman, J., *Thermal analysis of pressurized water reactors*, 1ª Edição, American Nuclear Society, United States of America, 1970.
- [102] Tzanos, C. P., *Computational fluid dynamics for the analysis of light water reactor flows*, Nuclear Technology, vol. 147, pp. 181-190, 2004.

- [103] Veloso, M. A., *Pantera-IP: Program para Análise Termo-hidráulica do Núcleo de Reatores a água*, Nota Técnica DETR-PD-201/85. Belo Horizonte, MG, Nuclebrás/CDTN, 1985.
- [104] Versteeg, H. K. e Malalasekera, W., *An introduction to computational fluid dynamics – The finite volume method*, 2ª Edição, Prentice Hall, 2007.
- [105] Vieser, W., Esch, T. e Menter, F. R., *Heat transfer prediction using advanced two-equation turbulence models*, Memorando técnico do CFX: CFX-VAL10/0602, 2002.
- [106] Vukalovich, M. P., *Thermodynamic Properties of Water and Steam*, 6ª Edição, Mashgis, Moscow, 1958.
- [107] Wagner, W. et al. *The IAPWS Industrial Formulation 1997 for the Thermodynamic Properties of Water and Steam*, Transactions of ASME, Journal of Engineering for Gas Turbine and Power, v.122, p. 150-182, 2000.
- [108] Wang, S., Zhou, W., Shang, H., Cheng, S., *Numerical Analysis of Turbulent Heat Transfer and Flow through Mixing Split Vane in a Sub-channel of AP1000 Nuclear Reactor*, 2012 Energy Procedia, vol. 17, p. 1097 – 1101, 2012.
- [109] Webb, B. J., *COBRA-IV PC: A Personal Computer Version of COBRA-IV-I for Thermal-Hydraulic Analysis of Rod Bundle Nuclear Fuel Elements and Cores*, U.S. Department of Energy, Janeiro, 1988.
- [110] Wilcox, D. C., *Turbulence modeling for CFD*, 2ª Impressão, DCW Industries Inc., La Cañada, Estados Unidos da America, 1994.
- [111] WNA (World Nuclear Association), *Nuclear Fuel Fabrication*, em: http://www.world-nuclear.org/info/nuclear_fuel_fabrication-inf127.html, Acesso em: Setembro de 2011.
- [112] Yakhot, V. e Orzag, S. A., *Renormalization group analysis of turbulence: basic theory*, Journal of Scientific Computing, 1986.
- [113] Yang, S. K. e Chung, M. K., *Turbulent Flow through Mixing Spacer Grids in Rod Bundles*, National Heat Transfer Conference, vol. 14, pp. 33-40, 1995.

- [114] Yang, S. K. e Chung, M. K., *Measurements of turbulent flow in rod bundles with neighboring different spacer grids*, International Conference on Nuclear Engineering, vol. 1, pp. 245-252, 1996a.
- [115] Yang, S. K. e Chung, M. K., *Spacer Grid Effects on Turbulent Flow in Rod Bundles*, Journal of the Korean Nuclear Society, vol. 28, pp. 56-70, 1996b.
- [116] Yao, S. C., Hochreiter, L. E., Leech, W. J., *Heat transfer augmentation in rod bundles near grid spacers*, Journal of Heat Transfer, vol. 104, pp. 76-81, 1982.
- [117] Yoon, K.H., In, W.K., Kang, H.S., Song, K.N., *Developed a Spacer Grid for the Future PWR Fuel Assembly by Considering the Thermal-hydraulic and Mechanical-Structural Performance*, ICONE 12, USA, 2004.

Anexo A – Modelo para cálculo da perda de carga em grades espaçadoras com e sem dispositivo misturador

Baseando-se no balanço das forças hidráulicas, Chun e Oh (1998) e In et al. (2002) desenvolveram um modelo para prever a perda de carga do escoamento passando por um feixe de varetas com grade espaçadora com ou sem dispositivo de mistura. A equação para o cálculo da perda de carga pode ser definida como:

$$\Delta p = \Delta F/A_0 = K\rho U_0^2/2 \quad (\text{A.1})$$

Onde K é o coeficiente de perda de carga total para o feixe com a grade igual a:

$$K = K_{forma}^{grade} + K_{atrito}^{grade} + K_{atrito}^{feixe} + K_{forma}^{mistura} \quad (\text{A.2})$$

Cada termo da equação representa uma fonte de perda de carga específica descrita a seguir.

A) K_{forma}^{grade} : Perda de carga devido às formas da grade.

Surge devido à interação do escoamento com as tiras, molas, apoios, soldas e dispositivos da grade que provocam arrasto devido a turbulência. O coeficiente é modelado segundo a equação:

$$K_{forma}^{grade} = C_{d,g}\varepsilon/(1 - \varepsilon)^2 = \sum_i C_{d,i}\varepsilon_i/(1 - \varepsilon_i)^2 \quad (\text{A.2})$$

Onde ε é a razão de área bloqueada igual a $(A_{S,g}/A_0)$, $C_{d,g}$ é o coeficiente de perda da grade, $A_{S,g}$ é a área projetada da grade, $\varepsilon_i = (A_{S,i}/A_0)$, $C_{d,i}$ é o coeficiente de perda do elemento i da grade e $A_{S,i}$ é a área projetada do elemento i na seção transversal. Os coeficientes de diferentes elementos são mostrados na Tabela A.1. Uma formulação semiempírica também foi definida por In et al. (2002) para perda de carga devido às formas da grade para $3 \times 10^4 < Re < 1 \times 10^5$:

$$K_{forma}^{grade} = 2,75 - 0,27 \log(Re) \quad (\text{A.3})$$

Tabela A.1 – Coeficientes de arrasto de diferentes elementos da grade espaçadora.

	Elemento	Forma		C_d
K_{forma}^{grade}	Tira	Reta		0,9
		Arredondada		0,45
	Mola	Horizontal		0,45
		Vertical		1,2
	Apoio	Horizontal		0,45
		Oval		0,76
	Solda	Montante		1,17
		Jusante		0,42
$K_{forma}^{mistura}$	AS (Chun e Oh, 1998)	-		1,17
	AS (In et al., 2002)	22°		0,72

B) K_{atrito}^{grade} : Perda de carga devido ao atrito na grade.

O coeficiente de perda de carga devido ao atrito na grade é determinado pela correlação para a perda de carga em uma placa plana:

$$K_{atrito}^{grade} = (C_{f,lam} L_t/L + MÁXIMO[C_{f,tur}(L - L_t), 0]/L) (A_f/A_0)/(1 - \varepsilon)^2 \quad (A.4)$$

$$C_{f,lam} = 1,328/\sqrt{Re_L} \quad (A.5)$$

$$C_{f,tur} = 0,455/(\log Re_L)^{2,58} \quad (A.6)$$

Onde L é a altura da grade, L_t é a distância para a transição do bordo de ataque, A_f é a área molhada da grade.

Assume-se que a camada limite sobre as tiras da grade mude de laminar para turbulento quando o número de Reynolds baseado no comprimento ($Re_L = UL/\nu$) for maior que 30.000.

C) K_{atrito}^{feixe} : Perda de carga devido ao atrito no feixe de varetas.

O coeficiente de perda de carga devido ao atrito no feixe de varetas é determinado pela seguinte correlação que considera o escoamento turbulento totalmente desenvolvido:

$$K_{atrito}^{feixe} = \lambda L / D_h (1 - \varepsilon)^2 \quad (\text{A.7})$$

$$\lambda = 0,184 Re^{-0,2} L / D_h (1 - \varepsilon)^2 \text{ para } 3 \times 10^4 < Re < 1 \times 10^6 \quad (\text{A.8})$$

$$\lambda = 0,316 Re^{-0,25} L / D_h (1 - \varepsilon)^2 \text{ para } Re < 3 \times 10^4 \quad (\text{A.9})$$

D) $K_{forma}^{mistura}$: Perda de carga devido ao dispositivo de mistura.

O coeficiente de perda de carga devido ao dispositivo de mistura é determinado com a seguinte correlação simples:

$$K_{forma}^{mistura} = C_{dm} A_v / A \quad (\text{A.10})$$

Onde A_v é a área projetada do dispositivo de mistura na seção transversal e C_{dm} o coeficiente de arrasto do dispositivo de mistura. O coeficiente de arrasto para dispositivo de mistura é empírico, um valor para o dispositivo tipo aletas, de Chun e Oh (1998), é mostrado na Tabela A.1.