ANTONIO LUIZ PACIFICO

**ANÁLISE TEÓRICO-EXPERIMENTAL DO
ESCOAMENTO BIFÁSICO NO INTERIOR DE
BOCAIS NEBULIZADORES DO TIPO “Y-JET”**

Tese apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para obtenção do
título de Doutor em Engenharia.

São Paulo
2000

ANTONIO LUIZ PACIFICO

**ANÁLISE TEÓRICO-EXPERIMENTAL DO
ESCOAMENTO BIFÁSICO NO INTERIOR DE
BOCAIS NEBULIZADORES DO TIPO “Y-JET”**

Tese apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para obtenção do
título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração:
Engenharia Mecânica

Orientador:
Jurandir Itizo Yanagihara

São Paulo
2000

Pacifico, Antonio Luiz

Análise teórico-experimental do escoamento bifásico no interior de bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet”. São Paulo, 2000.

216p. + apêndices

Tese (Doutorado) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Nebulização 2. Bocais nebulizadores I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecânica II. t

À MINHA MÃE, MARISA.

AGRADECIMENTOS

Ao orientador e amigo Prof. Dr. Jurandir Itizo Yanagihara, a quem devo não somente as diretrizes sempre seguras, mas a própria viabilização desta tese. Gostaria também de agradecer sua paciente e atenta revisão desse texto, em todos os estágios do seu desenvolvimento.

Ao Eng. Francisco Domingues Alves de Sousa, pelo convite a desenvolver a parte experimental dessa tese no Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S. A. – IPT. A ele também dirijo meu agradecimento pela sugestão inicial desse tema de pesquisa, bem como pelas experientes dicas ao longo de todo o projeto.

Ao Eng. Laiete Soto Messias, pela cessão de espaço na Estação Experimental para a Avaliação de Sprays Combustíveis do IPT, pela ajuda em inumeráveis detalhes práticos de projeto da bancada experimental desse trabalho e pelos esclarecimentos sobre nebulização de óleos ultraviscosos.

Aos amigos Ernesto Massahiko Takamori e Fábio Stabile de Oliveira, pelo auxílio nos trabalhos experimentais.

Ao técnico Reinaldo Custódio da Silva pelo auxílio na construção de diversos itens da instalação laboratorial.

Ao Prof. Dr. José R. Simões Moreira, pela ajuda na interpretação correta de alguns dos resultados deste trabalho.

A todos os membros do LETE, pela convivência e tantos pequenos detalhes de ajuda.

Aos membros do Agrupamento de Engenharia Térmica da Divisão de Mecânica e Eletricidade do IPT, pelas infindáveis pequenas ajudas.

Aos técnicos da Oficina Mecânica do IPT, pela usinagem cuidadosa dos diversos dispositivos projetados para utilização nesse trabalho.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo – FAPESP, pelo financiamento deste projeto.

Ao Conselho Nacional de Pesquisa e Desenvolvimento – CNPq, pela bolsa concedida.

Ao Serviço de Bibliotecas da Universidade de São Paulo, nas pessoas das bibliotecárias da Escola Politécnica, pela ajuda desde o levantamento até à organização final das referências bibliográficas.

SUMÁRIO

Item	Página
Lista de Figuras	iii
Lista de Tabelas	x
Lista de Símbolos	xi
Resumo	xiv
“Abstract”	xv
 Capítulo 1 – Introdução	 1
 Capítulo 2 – Objetivos	 3
 Capítulo 3 – Revisão Bibliográfica	 4
 Capítulo 4 – Princípios Básicos, Aparatos e Metodologias Experimentais	 16
4.1 – Variáveis Fundamentais para Medição	16
4.2 – Descrição da Bancada Experimental	17
4.2.1 – Aparato Experimental Utilizado para a Medição dos Parâmetros de Processo	17
4.2.2 – Aparato Experimental Utilizado para a Medição da Espessura Média Local de Filme de Líquido e Velocidade das Perturbações na Interface Ar/Água	27
4.3 – Descrição dos Bocais Nebulizadores do Tipo “Y-Jet” Testados	34
4.4 – Calibração do Sistema Óptico	45
4.5 – Medições Ópticas nos Bocais Nebulizadores do Tipo “Y-Jet”	55
4.5.1 – Medição da Espessura Média Local de Filme de Líquido no Interior dos Bocais Nebulizadores	56
4.5.2 – Medição da Velocidade das Perturbações na Interface Ar/Água no Interior dos Bocais Nebulizadores	59
4.6 – Incertezas Relativas às Medições	62
4.6.1 – Incertezas Relativas aos Parâmetros de Processos	62
4.6.2 – Incertezas Relativas às Medições com o Aparato Óptico	66
 Capítulo 5 – Análise Teórico-Experimental	 70
5.1 – Introdução	70
5.2 – Explicações Prévia à Modelagem Adotada	70
5.3 – Modelo Teórico-Experimental	71
5.4 – Equações Constitutivas	73
5.5 – Modelo Completo	74
 Capítulo 6 – Resultados e Discussões	 81
6.1 – Introdução	81
6.2 – Resultados Relativos aos Parâmetros de Processo e Geometria dos Bocais	81
6.2.1 – Mapas de Escoamento Bifásico Específicos	82
6.2.2 – Vazões Mássicas de Ar e Água	90
6.2.3 – Estudo da Pressão no Ponto de Mistura	95

6.2.4 – Distribuição de Pressão no Duto de Mistura	100
6.2.5 – Blocagem do Fluxo de Ar	109
6.2.6 – Descarga do Fluxo de Água	121
6.2.7 – Análise das Taxas de Quantidade de Movimento no Ponto de Mistura	125
6.3 – Resultados Relativos à Modelagem	127
6.4 – Resultados Relativos aos Ensaios com o Aparato Óptico	133
6.4.1 – Resultados Relativos à Medição de Espessura Média Local de Filme de Líquido: Confronto com Resultados do Modelo Teórico-Experimental	135
6.4.2 – Resultados Relativos à Medição da Velocidade das Perturbações na Interface Ar/Água	142
Capítulo 7 – Conclusões e Recomendações	151
Bibliografia	155
Apêndice A	158
Apêndice B	160
Apêndice C	169
Apêndice D	172
Apêndice E	175
Apêndice F	178
Apêndice G	190
Apêndice H	192

LISTA DE FIGURAS

Figura	Página
3.1 – Bocal Nebulizador do tipo “Y-Jet”.	4
3.2 – Diagrama esquemático do aparato experimental. [Reprodução de Mullinger e Chigier (1974)]	4
3.3 – Parâmetros geométricos e de processo mais importantes. [Reprodução de Mullinger e Chigier (1974)]	6
3.4 – Mecanismos envolvidos no escoamento dentro e fora do bocal. [Reprodução de Mullinger e Chigier (1974)]	6
3.5 – Aparato experimental utilizado por Graziadio <i>et al.</i> (1987).	7
3.6 – Bocal Nebulizador tipo Câmara de Mistura utilizado por Graziadio <i>et al.</i> (1987).	7
3.7 – Diagrama esquemático da estrutura do escoamento dentro do bocal [Fonte: Graziadio <i>et al.</i> (1987)]	8
3.8 – Posição relativa dos instrumentos laser e bocal nebulizador. [Fonte: Michele <i>et al.</i> (1991)]	9
3.9 – Variação da estrutura do “spray” com a vazão mássica do óleo [Fonte: Michele <i>et al.</i> (1991)]	10
3.10 – Relação entre o regime de escoamento no bocal e os parâmetros de entrada. [Fonte: Michele <i>et al.</i> (1991)]	11
3.11 – Quantidade de movimento lateral do jato de óleo, normalizada com relação a quantidade de movimento axial do ar. [Fonte: Michele <i>et al.</i> (1991)]	11
3.12 – Medição do tamanho médio de gota por “Malvern Particle Sizer”. [Fonte: Song e Lee (1994)]	11
3.13 – Aparato experimental utilizado por Song e Lee (1996).	12
3.14 – Bocais transparentes utilizados nos experimentos de Song e Lee (1996).	13
3.15 – Montagem óptica para a visualização do padrão de escoamento e mecanismos de nebulização em bocais “Y-Jet”. [Fonte: Song e Lee (1996)]	13
3.16 – Mecanismos de nebulização em bocais “Y-Jet”. [Fonte: Song e Lee (1996)]	14
4.1 – Desenho esquemático do aparato experimental utilizado para a medição e controle dos parâmetros de processo.	18
4.2 – Disposição das linhas de ar comprimido (azul) e água (verde), com as respectivas placas de orifício e transdutores diferenciais de pressão para o cálculo das vazões mássicas.	19
4.3 – Trechos de medição das pressões e temperaturas de suprimento. (a) ar; e (b) água.	19
4.4 – Bocal nebulizador “Y-Jet” genérico. Nomenclatura utilizada para denominação das partes e disposição das medidas de pressão no duto de mistura.	20
4.5 – Desenho esquemático da disposição de instrumentação para a medição das pressões estáticas no duto de mistura dos bocais “Y-Jet”.	21
4.6 – Disposição das tomadas de pressão no duto de mistura de um bocal “Y-Jet”.	22
4.7 – (a) Bomba d’água; e (b) Conjunto bomba e reservatório de água.	23
4.8 – (a) Conjunto moto-ventilador de exaustão; e (b) Tubulação de exaustão	23

4.9 – Detalhe da caixa de coleta do “spray”, parte da estrutura de sustentação e tronco de pirâmide de conexão da câmara de exaustão com a caixa de coleta.	24
4.10 – Esquema da instalação de exaustão.	25
4.11 – Visão geral dos equipamentos de suprimento e do sistema de exaustão montados externamente ao laboratório. A partir da esquerda, ventilador e tubulação de exaustão, bomba d’água, reservatório de água e compressor de ar.	25
4.12 – (a) Sistema de aquisição de dados (à esquerda, em frente a CPU do microcomputador, o módulo condicionador de sinais); e (b) Sistema de aquisição de dados, inversor de frequência (acima, no centro) e caixa elétrica do motor do ventilador de exaustão.	26
4.13 – Diagrama esquemático do sistema de medida de espessura média local de filme líquido. [Fonte: Ohba <i>et al.</i> (1992)]	27
4.14 – Diagrama esquemático para o sistema de calibração. [Fonte: Ohba <i>et al.</i> (1992)]	28
4.15 – Relação entre a intensidade de luz recebida I' e a espessura de filme l_f com ângulo de inclinação ξ como parâmetro: comparação entre cálculos e medidas de Ohba <i>et al.</i> (1992).	28
4.16 – Arranjo esquemático para o sistema de medida simultânea de espessura média local de filme de líquido e velocidade das perturbações na interface ar/água. [A partir de Ohba <i>et al.</i> (1992), com modificações]	29
4.17 – Respostas calculadas por Ohba <i>et al.</i> (1992) para o sensor de fibras ópticas em ondas senoidais (X' é a normalização da posição horizontal pelo comprimento de onda, λ).	30
4.18 – Arranjo esquemático das fibras ópticas para medição em vários pontos do bocal.	31
4.19 – Indicação das regiões, na seção transversal do duto de mistura, onde foram efetuadas as medidas: A, B e C.	31
4.20 – Instrumentação óptica utilizada. (a) em primeiro plano, a partir da esquerda, fotodiodo, lente microscópica objetiva, divisor de feixes polarizador e microposicionador. Ao fundo, a partir da esquerda, fonte emissora de laser, placa de $\frac{1}{2} \lambda$, divisor de feixes e outro arranjo como o frontal; e (b) idêntica foto em tonalidade mais escura onde pode-se observar melhor o feixe de laser através dos dispositivos ópticos.	33
4.21 – Tomada geral da instrumentação óptica.	33
4.22 – (a) detalhe do divisor de feixes situado na seqüência após a placa de $\frac{1}{2} \lambda$ (vide fig. 4.16); e (b) o mesmo divisor de feixes ao fundo e em primeiro plano o microposicionador já ilustrado na fig. 4.20.	34
4.23 – Detalhe de conexão entre feixe de laser e fibra óptica no microposicionador.	34
4.24 – Geometria de um bocal nebulizador do tipo “Y-Jet”, genérico.	35
4.25 – Geometria do bocal nebulizador do tipo “Y-Jet” número 8.	36
4.26 – Bocais nebulizadores “Y-Jet” # 1 a # 4.	37
4.27 – Bocais nebulizadores “Y-Jet” # 5 a # 8.	38
4.28 – Desenho esquemático de um corte da seção transversal do duto de mistura.	39
4.29 – Bocal “Y-Jet” testado. (a) Vista a partir do plano de saída do bocal; e (b) Idêntica vista em maior detalhe.	40
4.30 – Bocal “Y-Jet” testado. (a) Vista lateral do bocal com orifícios de fixação dos conectores de pressão de P_M , P_1 e P_2 ; e (b) Vista a partir do bocal de alimentação de água.	40

4.31 – Vista a partir do bocal de alimentação de ar de um bocal “Y-Jet” testado.	41
4.32 – Foto dos oito bocais “Y-Jet” usinados e testados.	41
4.33 – Bocal # 6 sem fluxos de ar e água. Laser emergindo pelas fibras 9 e 10 da região A.	43
4.34 – Bocal # 7 em funcionamento: três ângulos de visão diferentes da mesma situação, (a), (b) e (c). Laser emergindo pelas fibras 9 e 10 da região B.	43
4.35 – Bocal # 4 em funcionamento: (a) vista completa de todo o esquema de montagem do bocal na câmara de exaustão; e (b) Tomada mais próxima ao bocal. Laser emergindo pelas fibras 9 e 10 da região A.	44
4.36 – Bocal # 7 em funcionamento: tomadas próximas ao duto de mistura do bocal.	44
4.37 – “Sprays”: (a) $P_{a0} = 4,7$ bar; e (b) $P_{a0} = 10,7$ bar.	45
4.38 – Bocal # 7 em funcionamento: detalhes do escoamento (“spray”) no plano de saída do bocal. (a) com laser emergindo pelas fibras 9 e 10 da região B; e (b) sem laser.	45
4.39 – Desenho esquemático do calibrador do sistema óptico: (a) vista superior; (b) vista lateral; (c) vista frontal; e (d) corte AA mostrando a cavidade por onde circula água de refrigeração.	47
4.40 – Esquema de fixação das fibras ópticas nos microposicionadores.	49
4.41 – Dispersão de valores medidos com o calibrador de fibras ópticas em função do canal de aquisição para uma fibra: (a) móvel no microposicionador; e (b) fixa no microposicionador.	50
4.42 – Curva de calibração típica para fibras ópticas.	51
4.43 – Mesa com calibrador de fibras, fibras e instrumentos ópticos.	53
4.44 – Mesa com osciloscópio, calibrador de fibras, fibras e instrumentos ópticos.	53
4.45 – Detalhe das fibras ópticas no calibrador.	54
4.46 – Curva de estabilidade para a fonte emissora de laser.	55
4.47 – Tela típica do osciloscópio durante aquisição dos sinais.	56
4.48 – Relação de formas entre interface ar/água e amplitude do sinal correspondente.	56
4.49 – Formato de um sinal obtido para medida de espessura local de filme de líquido. Divisões horizontal e vertical indicadas da própria figura.	57
4.50 – Representação fictícia de um sinal proveniente de uma fibra óptica com os respectivos limites inferior, LI , e superior, LS . Também ilustra o padrão esperado da forma da interface.	59
4.51 – Tela típica de aquisição via osciloscópio para medição da velocidade das perturbações na interface ar/água.	60
4.52 – Ilustração típica do atraso do sinal do canal 2 (inferior) em relação ao sinal do canal 1 (superior).	60
5.1 – (a) Bocal “Y-Jet”: parâmetros geométricos e de processo. (b) Detalhamento duto de mistura (estrutura do escoamento).	70
6.1 – Mapas de escoamento bifásico vertical. (a) Vertical ascendente [Hewitt e Roberts (1969)]; (b) Vertical descendente [Oshinowo e Charles (1974)]	83
6.2 – Influência do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de líquido, θ , nos padrões de escoamento bifásico no interior dos bocais “Y-Jet”. (a) segundo mapa da figura 6.1a; e (b) segundo mapa da figura 6.1b.	87
6.3 – Influência da relação entre comprimento e diâmetro do duto de mistura, l_m/d_m , nos padrões de escoamento bifásico no interior dos bocais “Y-Jet”. (a) segundo mapa da figura 6.1a; e (b) segundo mapa da figura 6.1b.	88

6.4 – Influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , nos padrões de escoamento bifásico no interior dos bocais “Y-Jet”. (a) segundo mapa da figura 6.1a; e (b) segundo mapa da figura 6.1b.	89
6.5 – Padrões de escoamento bifásico no interior do bocal # 8. (a) segundo mapa da figura 6.1a; e (b) segundo mapa da figura 6.1b.	90
6.6 – Variações das vazões mássicas de água, W_c , e ar, W_a , em função da pressão de suprimento de água, P_c , e do ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água, θ , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de 6,78 bar, (a) e (b), e 8,75 bar, (c) e (d).	92
6.7 – Variações das vazões mássicas de água, W_c , e ar, W_a , em função da pressão de suprimento de água, P_c , e do comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de 6,82 bar, (a) e (b), e 8,78 bar, (c) e (d).	93
6.8 – Variações das vazões mássicas de água, W_c , e ar, W_a , em função da pressão de suprimento de água, P_c , e da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de 6,82 bar, (a) e (b), e 8,78 bar, (c) e (d).	94
6.9 – Variações das vazões mássicas de água, W_c , e ar, W_a , para o bocal # 8 em função da pressão de suprimento de água, P_c , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de 6,80 bar, (a) e (b), e 8,76 bar, (c) e (d).	95
6.10 – Influência do ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água, θ , sobre a relação P_M/P_{a0} em função de RAL .	96
6.11 – Influência do comprimento do duto de mistura normalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , sobre a relação P_M/P_{a0} em função de RAL .	96
6.12 – Influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , sobre a relação P_M/P_{a0} em função de RAL .	97
6.13 – Correlação para P_M/P_{a0} e comparação com dados experimentais para os bocais # 1 a # 7.	98
6.14 – Relação P_M/P_{a0} em função de RAL para o bocal # 8.	98
6.15 – P_M/P_c em função RAL . (a) influência do ângulo θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultado para o bocal # 8.	100
6.16 – Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 4,8 bar e 246 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.	103
6.17 – Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 6,8 bar e 246 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.	103
6.18 – Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 8,8 bar e 246 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.	104
6.19 – Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 4,8 bar e 1075 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.	104
6.20 – Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 6,8 bar e 1075 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.	105

6.21 – Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 8,8 bar e 1075 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.	105
6.22 – Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 6,8 bar e 2015 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.	106
6.23 – Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 8,8 bar e 2015 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.	106
6.24 – Influência do ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água, θ , sobre queda de pressão no interior do duto de mistura em função de RAL .	107
6.25 – Influência do comprimento do duto de mistura normalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , sobre a queda de pressão no interior do duto de mistura em função de RAL .	108
6.26 – Influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , sobre a queda de pressão no interior do duto de mistura em função de RAL .	109
6.27 – Queda de pressão no interior do duto de mistura em função de RAL para o bocal # 8	109
6.28 – Influência do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de água, θ , sobre a bloqueagem do fluxo de ar.	112
6.29 – Influência do comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , sobre a bloqueagem do fluxo de ar.	113
6.30 – Influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , sobre a bloqueagem do mesmo escoamento.	113
6.31 – Análise da bloqueagem do fluxo de ar no bocal # 8.	114
6.32 – $L_{máx}$ em função de P_M/P_{a0} , para os oito bocais testados, calculado através a eq. (6.16) com $l_{f,med} = 900 \mu m$ e $C_{f,i,med} = 0,07$. Para todos os dados $P_M/P_{a0} > 0,5283$.	117
6.33 – P_s/P^* em função de M_M para os oito bocais testados. Para todos os dados $P_M/P_{a0} > 0,5283$.	119
6.34 – Representações esquemáticas do escoamento no interior dos dutos de mistura para os casos nos quais obteve-se $P_s > P^* > P_{atm}$. (a) Representação sobre a linha de Fanno; e (b) Diagrama $P \times z$.	120
6.35 – Variações do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , em função do número de Reynolds, Re_c , e do ângulo de inclinação, θ , do bocal de alimentação de água para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,78 bar e (b) 8,75 bar.	122
6.36 – Variações do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , em função do número de Reynolds do bocal de alimentação de água, Re_c , e do comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,82 bar e (b) 8,78 bar.	122
6.37 – Variações do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , em função do número de Reynolds do bocal de alimentação de água, Re_c , e da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,82 bar e (b) 8,78 bar.	123
6.38 – Variações do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , para o bocal # 8 em função do número de Reynolds, Re_c , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,80 bar e (b) 8,76 bar.	124

6.39 – Razão entre as taxas de quantidade de movimento lateral de água e axial de ar, ϕ , em função do fluxo mássico de ar no duto de mistura, $G_{a,m}$, para vazão mássica de água em torno de 1628 kg/h. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.	125
6.40 – Razão entre as taxas de quantidade de movimento lateral de água e axial de ar, ϕ , em função do fluxo mássico de ar no duto de mistura, $G_{a,m}$, para vazão mássica de água em torno de 2203 kg/h. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.	126
6.41 – Variação da fração de vazio, α , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.	128
6.42 – Variação da velocidade média do ar, u_a , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.	128
6.43 – Variação da fração de entranhamento, E , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.	129
6.44 – Variação da tensão de cisalhamento na interface ar/água, τ_i , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.	129
6.45 – Variação da fração de área ocupada pelo filme de líquido, β , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.	130
6.46 – Variação da velocidade média do filme de líquido, u_f , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.	131
6.47 – Variação da vazão mássica de água contida no filme de líquido, W_f , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.	131
6.48 – Variação da espessura média local de filme de líquido em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.	132
6.49 – Afastamento entre as duas soluções propostas para o cálculo da espessura média local de filme de líquido, l_f , em função de ϕ e z [eq. (5.40)]. Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.	133
6.50 – Resultados finais para espessura média local de filme de líquido para ϕ em torno de 3. Comparação entre as médias de duas seções transversais próximas e resultados do modelo teórico-experimental.	137
6.51 – Resultados finais para espessura média local de filme de líquido para ϕ em torno de 5. Comparação entre as médias de duas seções transversais próximas e resultados do modelo teórico-experimental.	138
6.52 – Resultados finais para espessura média local de filme de líquido para ϕ em torno de 7. Comparação entre as médias de duas seções transversais próximas e resultados do modelo teórico-experimental.	139
6.53 – Resultados finais para espessura média local de filme de líquido para ϕ em torno de 9. Comparação entre as médias de duas seções transversais próximas e resultados do modelo teórico-experimental.	140
6.54 – Resultados finais para espessura média local de filme de líquido para ϕ em torno de 11. Comparação entre as médias de duas seções transversais próximas e resultados do modelo teórico-experimental.	141
6.55 – Coeficientes de correlação obtidos através do modo dinâmico de gravação dos sinais.	143
6.56 – Coeficientes de correlação obtidos através do modo estático de gravação dos sinais.	143
6.57 – Resultados finais para a velocidade média das perturbações na interface ar/água para ϕ em torno de 3.	145

6.58 – Resultados finais para a velocidade média das perturbações na interface ar/água para ϕ em torno de 5.	146
6.59 – Resultados finais para a velocidade média das perturbações na interface ar/água para ϕ em torno de 7.	147
6.60 – Resultados finais para a velocidade média das perturbações na interface ar/água para ϕ em torno de 9.	148
6.61 – Resultados finais para a velocidade média das Perturbações na interface ar/água para ϕ em torno de 11.	149

LISTA DE TABELAS

Tabela	Página
3.1 – Parâmetros Geométricos dos Bocais testados por Andreussi <i>et al.</i> (1992). Todas as dimensões em [mm].	9
3.2 – Comentários aos mecanismos envolvidos na figura 16b. [Reprodução de Song e Lee (1996)]	14
4.1 – Faixas de operação dos parâmetros de processo.	22
4.2 – Valores das principais variáveis geométricas dos bocais construídos e testados.	36
4.3 – Posição das tomadas de pressão para os oito bocais “Y-Jet” testados. A referência 0 é o ponto de mistura, M , e o crescimento dos valores ocorre na direção axial do referido duto em direção ao plano de saída dos bocais.	42
4.4 – Posição dos pontos de fixação das fibras ópticas para os oito bocais “Y-Jet” testados. A referência 0 é o ponto de mistura, M , e o crescimento dos valores ocorre na direção axial do referido duto em direção ao plano de saída dos bocais.	42
4.5 – Posição dos pontos médios entre duas fibras ópticas consecutivas para os oito bocais “Y-Jet” testados. A referência 0 é o ponto de mistura, M , e o crescimento dos valores ocorre na direção axial do referido duto em direção ao plano de saída dos bocais.	62
4.6 – Incertezas padronizadas do tipo A para as variáveis de processo.	63
4.7 – Valores de fundo de escala e incertezas padronizadas do tipo B associadas.	63
4.8 – Incertezas padronizadas das variáveis de processo.	64
4.9 – Incertezas expandidas (U) para as variáveis e parâmetros de processo para ϕ em torno de 3.	65
4.10 – Incertezas expandidas (U) para as variáveis e parâmetros de processo para ϕ em torno de 11.	66
4.11 – Incertezas relativas à medição de espessura média de filme de líquido para alguns casos exemplo.	68
4.12 – Incerteza relativa à medição da velocidade das perturbações na interface ar/água para alguns valores de m .	69
6.1 – Relações geométricas analisadas para os bocais testados. Em realce os valores das relações exploradas.	82
6.2 – Valores extremos e mínimos das curvas presentes na figura 6.47.	131
6.3 – Parâmetros de processo relativos aos ensaios utilizando aparato óptico.	134
7.1 – Influência dos parâmetros geométricos estudados sobre os parâmetros de processo.	152

NOMENCLATURA UTILIZADA

A	Área de seção transversal [m^2]
c	Velocidade do som [m/s]
C_1 e C_2	Constantes nas curvas de calibração das fibras ópticas [cfr. eq. (4.4)]
C_C	Coefficiente de contração [cfr. eq. (6.14)]
C_D	Coefficiente de blocagem (com subscrito a para ar) ou coeficiente de descarga (com subscrito c para água)
C_f	Coefficiente de atrito
C_p	Calor específico à pressão constante [J/kg.K]
C_V	Coefficiente de velocidade [cfr. eq. (6.14)]
d	Diâmetro [m]
d_h	Diâmetro hidráulico [m]
dP/dz	Queda de pressão [Pa/m]
E	Fração de massa do líquido nebulizado (entranhamento)
G	Fluxo mássico [$\text{kg/m}^2.\text{s}$]
g	Aceleração da gravidade local [m/s^2]
I	Intensidade de luz [$\text{W/m}^2.\text{str}$]
j	Velocidade superficial [m/s]
k	Coefficiente de atenuação devido à absorção e o espalhamento num feixe de luz monocromático, [cfr. eq. (4.1)] $C_2 = k$; ou relação entre calores específicos de um gás perfeito a pressão e a volume constantes ($k = C_p/C_v$)
l	Espessura, comprimento, ou altura [m]
L	Comprimento [m]
LI e LS	Limites inferior e superior, respectivamente, das curvas de calibração das fibras ópticas [mV]
m	Número de pontos atrasados de um sinal em relação a um segundo [cfr. eq. (4.8)]
M	Parâmetro de simplificação do modelo teórico-experimental [cfr. eq. (5.20)]
n	Índice de refração
N	Parâmetro de simplificação do modelo teórico-experimental [cfr. eq. (5.18)]. <u>OBS</u> : N_1 , N_2 e N_3 são subdivisões de N [cfr. eq. (5.19)]. Ou número de pontos aqusitados por amostra [cfr. eq. (4.8)].
P	Pressão [Pa]
P^*	Pressão crítica (para Mach = 1)
Q	Vazão volumétrica [m^3/s]
R	Constante do gás [J/kg.K]
R_{critico}	Raio crítico de curvatura de uma fibra óptica [m] [cfr. eq. (4.5)]
$R_{X_1X_2}$	Função de correlação entre dois sinais temporais [cfr. eq. (4.6)]
RAL	Relação entre as vazões mássicas de ar e líquido ($=W_a/W_c$)
RV	Relação de velocidades [cfr. eq. (6.26)]
S	Sinal lido no osciloscópio [mV]
$t_1, \dots, t_{10}$	Parâmetros de simplificação do modelo teórico-experimental [cfr. eqs. (5.25) e (5.27)]
t	Tempo [s]
t_s	Tempo de amostragem [cfr. eq. (4.6)] [s]
t'	Intervalo de tempo entre dois pontos consecutivos de dois sinais aqusitados [s]
T	Temperatura [K]
u	Velocidade [m/s]
$u(x)$	Incerteza padronizada de uma estimativa x
V	Volume [m^3]
x	Título, ou estimativa de uma grandeza física, X , qualquer (Apêndice A), ou sinal temporal [cfr. eq. (4.7)]

X	Componente da flutuação de um sinal [cfr. eq. (4.7)] ou uma grandeza física qualquer, X (Apêndice A)
W	Vazão mássica [kg/s]
y	Coordenada da direção transversal ao escoamento principal [m]
z	Coordenada na direção do escoamento principal [m]
Δl_f	Diferença, baseada na conservação da massa, entre as duas soluções propostas para o cálculo de l_f . Cfr. eq. (5.40). [%]

Adimensionais

B	Parâmetro definido pela eq. (6.5)
Fr	Número de Froude [eq. (6.4)]
M	Número de Mach. [$M = u/c$]
Re	Número de Reynolds. [$Re = (\rho \cdot u \cdot d)/\mu$]
We	Número de Weber. [$We = (\rho_a \cdot u_a^2 \cdot d)/\sigma$]
ϕ	Relação entre o fluxo da quantidade de movimento radial do jato de água entrando no duto de mistura de um bocal <i>Y-Jet</i> e o fluxo da quantidade de movimento axial do ar [eq. (3.1)]

Símbolos Gregos

α	Fração de vazio da fase gasosa num escoamento bifásico
β	Fração de área ocupada pelo filme de líquido num escoamento bifásico anular
Δ	Diferença entre dois valores da mesma grandeza: final menos inicial ou posterior menos anterior
ϕ^2	Multiplicador bifásico
γ	Fração de área ocupada pelas gotas de líquido presentes no núcleo de um escoamento bifásico anular
μ	Viscosidade dinâmica, [N.s/m ²]
θ	Ângulo ou inclinação lateral do duto de entrada do líquido [°]
ρ	Densidade [kg/m ³] ou coeficiente de correlação [cfr. eq. (4.8)]
$\rho_{x_1 x_2}$	Coeficiente de correlação entre dois sinais temporais [cfr. eq. (4.8)]
σ	Tensão superficial da água em contato com o ar [N/m]
τ	Tensão de cisalhamento [N/m ²]
ξ	Ângulo de inclinação de uma superfície [cfr. figura 4.15]
Ω	Ângulo que o duto de mistura faz com a horizontal medido, a partir desta, no sentido anti-horário [°]

Subscritos

0	Indica propriedade de estagnação ou valor inicial
1	Ponto 1 no duto de mistura do bocal <i>Y-Jet</i> (cfr. figura 4.4) ou referente ao sinal do canal do osciloscópio
2	Ponto 2 no duto de mistura do bocal <i>Y-Jet</i> (cfr. figura 4.4) ou referente ao sinal do canal do osciloscópio
a	Ar
A	Região A do duto de mistura [cfr. figuras 4.18 e 4.19] ou incerteza padronizada do tipo A (Apêndice A)

<i>atm</i>	Refere-se às propriedades atmosféricas (ambientes)
<i>atr</i>	Atrito
<i>B</i>	Região B do duto de mistura [cfr. figuras 4.18 e 4.19] ou incerteza padronizada do tipo B (Apêndice A)
<i>bat</i>	Batente [cfr. eq. (4.10)]
<i>c</i>	Água
<i>C</i>	Região C do duto de mistura [cfr. figuras 4.18 e 4.19]
<i>cal</i>	Calibrador
<i>casca</i>	Revestimento de uma fibra óptica
<i>f</i>	Filme de líquido
<i>fibra</i>	Fibra óptica
<i>g</i>	Gotas
<i>ha</i>	Referente a propriedades avaliadas à montante da placa de orifício para medida da vazão mássica de ar
<i>i</i>	Interface ar/água
<i>I</i>	Incidente
<i>l</i>	Tubo liso [cfr. eq. (2.51)]
<i>M</i>	Ponto de mistura num bocal <i>Y-Jet</i>
<i>m</i>	Duto de mistura
<i>máx</i>	Máximo
<i>med</i>	Médio(a)
<i>n</i>	Núcleo do escoamento
<i>núcleo</i>	Núcleo de uma fibra óptica
<i>o</i>	Óleo
<i>pi</i>	Perturbações na interface ar/água
<i>R</i>	Refletido(a)
<i>s</i>	Saída do duto de mistura (em $z = l_m$)
<i>s'</i>	Indica a condição subsônica de saída do duto de mistura (em $z = l_m$)
<i>seção</i>	Grandeza avaliada numa determinada seção transversal do duto de mistura

Sobrescritos

'	Indica quando um parâmetro foi normalizado pelo mesmo parâmetro medido em outras condições
*	Indica condições críticas na saída do duto de mistura (Mach igual a 1)

RESUMO

Neste trabalho de pesquisa foram estudados os efeitos dos parâmetros geométricos e de processo nas características do escoamento bifásico no interior de oito bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet” através de uma bancada de análise experimental utilizando-se como fluidos de trabalho ar comprimido e água. Os resultados indicaram que as vazões mássicas são altamente dependentes da pressão de suprimento de ar e da relação entre os diâmetros do duto de mistura e do bocal de alimentação de ar. Em muitas situações de operação, esses dispositivos nebulizadores operavam com o escoamento de ar bloqueado à saída do seu bocal de alimentação. Outro aspecto importante é que, devido a fortes irreversibilidades inerentes ao padrão de escoamento, a expansão do fluxo de ar do seu bocal de alimentação para o duto de mistura aproxima-se muito mais de uma expansão isoentálpica que isoentrópica. Para fluxos mássicos de água superiores a $6000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ a distribuição de pressão no interior do duto de mistura é praticamente linear, independentemente do valor da pressão de alimentação de ar. Uma correlação para a previsão do valor da pressão no ponto de mistura entre os fluxos de ar e água dentro do duto de mistura foi desenvolvida e mostrou-se adequada para valores dentro da faixa de variação de cada parâmetro no experimento.

Através de um aparato óptico buscou-se a medição da espessura média local de filme de líquido e da velocidade das perturbações na interface ar/água. Os resultados para a medição da espessura de filme mostraram-se sensivelmente dispersos, apontando para um melhor desenvolvimento dessas técnicas ópticas em futuros trabalhos. Quanto às velocidades das perturbações os resultados indicaram um razoável aumento destas conforme o escoamento se aproxima da saída do duto de mistura. Para todos os oito bocais ensaiados o valor médio destas velocidades, à saída do duto de mistura, situou-se em torno de 60 a 65 m/s.

Um modelo teórico-experimental, baseado na medição da queda de pressão no interior do duto de mistura desses bocais, foi desenvolvido. Através desse modelo foi possível prever, localmente, a espessura e a velocidade médias de filme de líquido, a fração de entranhamento, a tensão de cisalhamento na interface ar/água, a fração de vazio e a velocidade média do ar no núcleo do escoamento.

“ABSTRACT”

In this research work the effects of the process and geometrical parameters on the characteristics of the internal two-phase flow inside eight Y-Jet atomizers were studied using an apparatus working with air and water. The results show that the flow rates are very dependent on the air supply pressure and the diameter ratio of the mixing duct and the air port. It was also verified that, in many operational conditions, these atomizers worked in the critical condition at the exit of the air port. Due to the strong irreversibilities present in the flow, the expansion from the air port to the mixing duct is closer to an isoenthalpic process than to an isentropic process. For water mass flux greater than $6000 \text{ kg/m}^2\text{s}$, the pressure distribution into the mixing duct is most of the time linear, independently on the air supply pressure. A correlation to predict the mixing point pressure was developed and showed a good agreement with the experimental data.

Using an optical apparatus it was measured the local liquid film thickness and the perturbations velocities on the air/water interface. The results for the liquid film showed a reasonable data dispersion. Concerning the perturbation velocities the results indicated that they increase along the mixing duct. For the eight atomizers tested the mean values of these velocities, near the mixing duct exit, were around 60 to 65 m/s.

A theoretical-experimental model which uses the pressure drop measured inside the mixing duct was developed to predict locally the mean liquid film velocity and thickness, the entrainment fraction, the shear stress on the air/water interface, the void fraction and the mean air velocity in the flow core.

Capítulo 1 - INTRODUÇÃO

Atualmente no Brasil, a demanda de óleo diesel dita o perfil de refino e o consumo total de petróleo, devido à grande demanda de combustível para alimentar seu sistema de transporte rodoviário. Como bem frisam Garcia e Bernardes (1992), o caminho adotado para o aumento da produção de diesel “é exatamente a produção de óleos combustíveis mais viscosos, que, por terem menos diluentes, os liberam para serem incorporados ao diesel”.

Por um lado, os óleos ultraviscosos¹ revelam-se excelentes combustíveis, alcançando valores de poder calorífico superior da ordem de 42 MJ/kg [Garcia e Bernardes (1992)]. Por outro lado, devido à sua altíssima viscosidade, surge uma série de problemas para a sua utilização como combustíveis industriais. Dentre eles, pode-se destacar:

- a queima de óleos ultraviscosos causa a emissão de maior quantidade de material particulado², devido às dificuldades na sua nebulização causadas principalmente pela sua alta viscosidade e a presença, também elevada, de asfaltenos na sua composição; e
- com a maior formação de particulados ocorre um aumento na formação de depósitos (incrustações) no interior do equipamento que, por sua vez, provocam a diminuição da taxa de transferência de calor entre os gases produtos de combustão e a carga (água), diminuição da eficiência global dos equipamentos que os queimam, aumento do número e duração da “ramonagem” e diminuição da campanha, e finalmente, aumento na frequência e custos de manutenção.

Soluções de curto prazo para estes problemas são relativamente caras: instalação de filtros e coletores de material particulado nas chaminés dos equipamentos, aumento do excesso de ar para a queima, colocação de aditivos (visco e tenso-redutores, por exemplo), etc. Entretanto todas essas soluções e suas variantes não vão de encontro ao cerne do problema, que está relacionado à aerodinâmica da combustão e à nebulização do combustível.

Na aerodinâmica da combustão, as soluções devem abordar a mistura ar-combustível mediante a adição de “swirl”, formato da chama (plana, circular, etc.), entre outros.

Na nebulização do combustível, área na qual se insere este trabalho de pesquisa, deve-se estudar fenomenologicamente o escoamento nos bocais e sua conexão com as características e qualidade da nebulização (distribuição e diâmetro médio de gotas, por exemplo), para, a partir daí, propor modificações geométricas e de parâmetros de processo. Essas características dos bocais nebulizadores (concepção, projeto e condições de operação) podem diminuir as emissões em equipamentos que utilizam a combustão de ultraviscosos [Chigier (1993)].

Dentre os tipos de bocais empregados para a nebulização de combustíveis ultraviscosos pode-se citar o bocal “Y-Jet” de nebulização por fluido auxiliar (ar comprimido ou vapor) e o de Câmara de Mistura [Lefebvre (1989)], ambos muito utilizados no Brasil. Entretanto sua geometria e condições operacionais estão baseadas em óleos estrangeiros que possuem níveis de viscosidade e teores de asfaltenos bem inferiores aos nacionais.

¹ “No processo de refinação o petróleo é fracionado, sequencialmente, em unidades de destilação atmosférica e a vácuo, gerando como produto de fundo o denominado resíduo de vácuo (RESVAC). O RESVAC submetido a um processo de desasfaltação gera, entre outros, o denominado resíduo asfáltico (RASf). O RESVAC e o RASf, eventualmente diluídos em frações mais leves, constituem os óleos combustíveis nacionais. Tais óleos são classificados pelo DNC (Departamento Nacional de Combustíveis) em tipos 1 a 9, em ordem crescente de viscosidade; A ou B, correspondendo a teores de enxofre alto e baixo, respectivamente. Os óleos combustíveis 7, 8 e 9 são os denominados ultraviscosos” [Messias (1995)].

² Entende-se como material particulado à emissão de partículas de fuligem, de coque e de cinzas, individualmente ou agregadas. Particularmente, no caso da combustão de óleos ultraviscosos, “trabalhos experimentais reportados em literatura, e principalmente aqueles feitos pelo IPT, mostraram que as partículas de coque são as preponderantes entre o material sólido emitido” [Messias (1995)].

Faz-se necessário um estudo fenomenológico do processo de nebulização voltado especificamente para a nebulização de óleos ultraviscosos, dado que este é um problema exclusivamente nacional. Esta é a principal justificativa tecnológica para a realização deste trabalho.

Dadas as características operacionais destes bocais, era necessário um equipamento que fornecesse fluido auxiliar a altos níveis de vazão e pressão. Foi adquirido, através de um convênio de pesquisa entre o IPT (Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo S/A) e Petrobrás, um compressor de parafuso que permite o suprimento de ar comprimido a altos níveis de vazão e pressão. Devido ao seu alto custo, decidiu-se compartilhar este equipamento com o Agrupamento de Engenharia Térmica da Divisão de Mecânica e Eletricidade do IPT.

Este estudo focalizou os bocais do tipo “Y-Jet”, que são muito utilizados para a aplicação com combustíveis ultraviscosos [Song e Lee (1994)]. Tais bocais, numa classificação mais generalizada, figuram entre os chamados bocais de nebulização por fluido auxiliar. Em termos de funcionamento, esses bocais nebulizam o combustível através da transferência de quantidade de movimento do fluido auxiliar para o combustível. Para que isso ocorra, especificamente no caso dos bocais “Y-Jet”, ambos os fluxos de combustível e fluido auxiliar chocam-se primeiramente dentro de um duto, denominado duto de mistura. O escoamento que então se desenvolve dentro deste duto assemelha-se a um escoamento bifásico do tipo anular-disperso onde a fase gasosa transferirá a citada quantidade movimento que acelerará o filme de combustível, ou película, formada na parede deste duto, bem como as gotas de combustível presentes no núcleo do escoamento [Lefebvre (1980, 1989)]. Quando essa mistura de fluidos é descarregada no ambiente o filme de combustível³ instabiliza-se rompendo-se em ligamentos e posteriormente em gotas, que somadas às gotas provenientes do núcleo do escoamento formam o “spray”. Há várias razões para o emprego específico destes bocais para a nebulização de combustíveis ultraviscosos, tais como [Andreussi *et al.* (1992)]:

- sua configuração é relativamente simples, e eles são adaptáveis para a construção com materiais resistentes à erosão;
- ângulo de “spray” nestes bocais não varia com a carga, diferentemente de outros tipos de bocais nebulizadores de mistura interna;
- boa qualidade do “spray” é obtida com estes bocais com baixo consumo de fluido auxiliar (ar ou vapor).

Embora os bocais que se empregam na prática sejam constituídos por um mínimo de 6 e um máximo de 30 destes bocais em cada dispositivo de nebulização, neste trabalho foi isolado somente um bocal e então procedeu-se ao estudo do seu escoamento. O estudo individual de um deles não afetou os resultados, posto que o presente trabalho de pesquisa esteve voltado única e exclusivamente ao estudo do escoamento dentro dos bocais. A presença de mais de um bocal, ou o estudo de somente um bocal por dispositivo de nebulização é uma variável a ser considerada quando se estuda o escoamento externo ao bocal, ou seja, o “spray” gerado por tais dispositivos. Os capítulos 3 e 4 esclarecem melhor a constituição tanto desses dispositivos como dos bocais.

Finalmente, além do interesse tecnológico deste problema há também o acadêmico. Como abordou-se o problema de maneira fortemente experimental, alguns resultados experimentais foram utilizados para auxiliar no estabelecimento de hipóteses simplificadoras que permitiram uma abordagem teórica. Tal teoria, exposta no capítulo 5, combina uma modelagem unidimensional, bifásica e compressível (por parte do fluido auxiliar) com medidas de distribuição de pressão dentro do duto de mistura. Como resultado foi possível prever, em qualquer posição dentro do duto de mistura, a espessura e a velocidade médias de filme de líquido, a velocidade média do fluido auxiliar, a tensão de cisalhamento na interface gás/líquido e a fração de massa da fase líquida que estava dispersa no núcleo do escoamento.

No capítulo 6 são apresentados os resultados obtidos juntamente com discussões específicas. E no capítulo 7 relata-se as conclusões e recomendações para trabalhos futuros.

³ Neste trabalho, este filme de combustível foi chamado simplesmente de filme de líquido.

Capítulo 2 - OBJETIVOS

Os objetivos deste trabalho de pesquisa foram:

- I) O estudo experimental da influência da variação dos parâmetros geométricos e operacionais dos bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet” nas características do escoamento bifásico no seu interior;
- II) O estudo fenomenológico do escoamento no interior de tais bocais através da medição da espessura média local de filme de líquido e da velocidade das perturbações na interface gás/líquido (“ripple waves”, “roll waves”); e
- III) A proposição de um modelo unidimensional, bifásico e compressível, para a simulação do escoamento no interior desse tipo de bocal, comparando seus resultados com os experimentais.

Capítulo 3 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Esta revisão bibliográfica não tem como objetivo esgotar o assunto, mas sim apresentar aqueles trabalhos mais relevantes e que melhor exprimem o estado da arte do fenômeno que foi estudado durante a execução deste trabalho de pesquisa.

Um exemplo de nebulizador “Y-Jet” é mostrado na figura 3.1. Líquido (combustível) e gás (ar ou vapor - fluido auxiliar) são supridos através de seus respectivos bocais, e misturam-se na junção em forma de “Y” (ponto de mistura) para formar uma mistura bifásica até a descarga. Um padrão de escoamento do tipo anular-disperso (“annular-mist flow”) é formado dentro deste duto de mistura e o filme líquido anular é finalmente desintegrado em gotas, à saída do bocal, formando juntamente com o escoamento disperso (presente no núcleo do duto de mistura), o “spray”.

Figura 3.1 Bocal Nebulizador do tipo “Y-Jet”.

O artigo de Mullinger e Chigier (1974) é o primeiro trabalho experimental de pesquisa de maior relevância sobre bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet”. Trata-se de um estudo da influência dos parâmetros geométricos e de processo destes bocais sobre a nebulização de óleos combustíveis. Após extensa análise paramétrica, os autores estabeleceram as faixas ótimas de operação de cada um dos parâmetros.

A figura 3.2 mostra um diagrama esquemático do aparato experimental utilizado pelos autores.

Figura 3.2 Diagrama esquemático do aparato experimental.
[Reprodução de Mullinger e Chigier (1974)]

Uma técnica fotográfica foi utilizada para a medição da distribuição do tamanho de gotas e a investigação do mecanismo de formação de gotas à saída do “Y-Jet”. Tanto o sistema óptico como a câmera fotográfica foram montados sobre uma mesa de coordenadas X - Y para facilitar o mapeamento do “spray”. Os negativos das fotos obtidas eram projetados sobre chapas transparentes e os diâmetros das gotas eram medidos usando um sistema eletrônico. A distribuição do tamanho de gotas foi calculada usando computador.

Para o bocal nebulizador mediu-se as vazões mássicas de ar comprimido e combustível, W_a e W_c , respectivamente, bem como cinco pontos de pressão dentro do bocal, P_a , P_c , P_M , P_1 e P_2 , onde P_a e P_c são as pressões de suprimento de ar e combustível, respectivamente, como ilustrados na figura 3.3.

As faixas ensaiadas dos parâmetros de processo foram: $6 \text{ kg/h} \leq W_c \leq 104 \text{ kg/h}$; $0,1 \leq P_a \leq 1 \text{ MPa}$; e razão entre as vazões mássicas do ar e do combustível (líquido), RAL , $0,01 \leq RAL \leq 0,12$.

Variando os parâmetros geométricos e de processo e avaliando a eficiência do processo de nebulização⁴ os autores concluíram o trabalho indicando faixas de valores para os parâmetros geométricos recomendadas para a construção destes bocais, além de sugerirem um procedimento para o seu projeto.

A partir dos resultados, os autores verificaram que:

- a função primária do fluido auxiliar é a de acelerar o combustível;
- a destruição do filme de combustível para a formação de gotas, fora do bocal nebulizador, ocorre de maneira similar aos bocais de nebulização por pressão;
- o incremento em RAL obtido através da diminuição de W_c , diminui o SMD ; e
- o aumento de W_c diminui W_a , para o mesmo valor de P_a , devido a efeitos de bloqueio.

Finalmente, um resultado que merece destaque é o ilustrado na figura 3.4 que mostra um esquema, idealizado pelos autores, do escoamento dentro e fora do bocal. Esta idealização foi baseada no método fotográfico, ilustrado na figura 3.2, utilizando um modelo transparente (“plexiglass”) de bocal com ar comprimido como fluido auxiliar e água simulando o combustível.

Nesta figura pode-se observar o padrão anular-disperso do escoamento bifásico no duto de mistura. Na região da junção do bocal de alimentação de ar com o duto de mistura, a expansão brusca do ar cria uma região de recirculação. Tal recirculação arrasta uma pequena quantidade de água que está entrando próxima a esta região pelo bocal de alimentação de água. A própria expansão do fluxo de ar recupera estas gotas de água e devolve-as ao núcleo do escoamento. O encontro de ambos os fluxos de ar e água, que se dá no chamado ponto de mistura⁵, M , cria primeiramente uma região de transição onde parte da água acomoda-se à parede do duto de mistura, constituindo assim um filme de líquido, e a outra parte permanece dispersa no núcleo do escoamento. Como será discutido posteriormente neste capítulo, são as taxas de quantidade de movimento do ar e da água (na direção lateral) nesta região é que determinarão a simetria do escoamento ao longo do duto de mistura. Após a região de mistura, os principais fenômenos que caracterizam o escoamento são a transferência de quantidade de movimento do ar para a água e a transferência de massa na interface ar/água. Essa transferência de massa ocorre pela deposição de água do núcleo do escoamento para o filme de líquido e pela nebulização (entranhamento) que, por cisalhamento na interface⁶, retira água que penetra no núcleo do escoamento em forma de gotas. À saída do duto de mistura o filme de líquido instabiliza-se, rompendo-se num primeiro momento em ligamentos que posteriormente dividem-se formando gotas relativamente grandes se comparadas àquelas oriundas do núcleo do escoamento. Esta composição final de vários tamanhos de gotas constitui o assim chamado “spray”.

⁴ A distribuição do tamanho de gotas foi medida baseada no diâmetro médio de gota de Sauter (SMD – “Sauter Mean Diameter”).

⁵ Trata-se do ponto de encontro das linhas de centro dos bocais de alimentação de ar e água.

⁶ Essencialmente, a forma desta interface é ondulada, o que facilita o arraste de água para o núcleo do escoamento.

Figura 3.3 Parâmetros geométricos e de processo mais importantes.
[Reprodução de Mullinger e Chigier (1974)]

Figura 3.4 Mecanismos envolvidos no escoamento dentro e fora do bocal.
[Reprodução de Mullinger e Chigier (1974)]

Graziadio *et al.* (1987) apresentam resultados de um trabalho sobre um bocal nebulizador do tipo Câmara de Mistura. Um desenho esquemático da bancada para ensaio destes bocais é apresentado na figura 3.5.

Embora não seja mostrado na figura 3.5, a vazão de ar foi medida utilizando-se um rotâmetro. Para facilitar a observação pela janela indicada na figura 3.5 (porta de análise óptica), um ventilador foi conectado ao tanque de coleta (sistema de exaustão), o que impedia a recirculação do “spray”. Para permitir uma boa medição do tamanho de gotas, um “spray” é isolado dos demais pela colocação de um defletor; esses jatos defletidos são posteriormente arrastados por um fluxo de água. Segundo os autores, a introdução do defletor não influencia o comportamento do bocal, já que as medidas de pressão com e sem defletor têm os mesmos valores.

Este aparato permitiu que fossem testadas seis tipos diferentes de emulsões de carvão em água (“Coal Water Fuel” - CWF), com valores de viscosidade variando de 0,7 kg/m.s a 13,4 kg/m.s.

A figura 3.6 mostra um corte do bocal utilizado. Duas medidas de pressões estáticas foram tomadas: P_Y que corresponde a três pontos de medida no duto em “Y” (junção $D_1 + D_2$ na figura 3.6) próximos ao ponto de encontro dos fluxos de ar e CWF, e P_M que correspondia à pressão estática dentro da câmara de mistura.

Figura 3.5 Aparato experimental utilizado por Graziadio *et al.* (1987)

Para se obter melhor entendimento do escoamento CWF-Ar dentro do bocal, um modelo transparente de plexiglass, operando com ar e água, foi utilizado para a visualização e fotografia, que era realizada com iluminação posterior por meio de faísca de alta voltagem conectada com o disparo da câmera [tal qual Mullinger e Chigier (1974)]. Um diagrama esquemático da estrutura do escoamento dentro do bocal, visualizada pelos autores, é apresentada na figura 3.7.

Figura 3.6 Bocal Nebulizador tipo Câmara de Mistura utilizado por Graziadio *et al.* (1987)

As faixas de trabalho dos principais parâmetros de processo foram: $0,07 \leq RAL \leq 0,3$; $100 \leq G_a \leq 1000 \text{ kg/m}^2\text{s}$; $1700 \leq G_c \leq 7200 \text{ kg/m}^2\text{s}$; e $0,1 \leq P_M \leq 0,7 \text{ MPa}$.

A investigação foi dividida em duas partes: análise do escoamento CWF-Ar dentro do bocal e caracterização da estrutura do “spray”. A partir de modelos de escoamento bifásico crítico e dos resultados experimentais, os autores produziram equações semi-empíricas para a interpretação dos resultados experimentais. Constataram, de acordo com esses modelos, que a estrutura do escoamento dentro do bocal para as condições de operação não são influenciadas pelas propriedades físicas do combustível, seguindo-se portanto a conclusão de que os coeficientes adimensionais que ajustam as correlações que caracterizam as condições de tais escoamentos são essencialmente dadas pela geometria do bocal.

Figura 3.7 Diagrama esquemático da estrutura do escoamento dentro do bocal [Fonte: Graziadio *et al.* (1987)]

Outro resultado importante foi a determinação de que a estrutura do escoamento no interior do duto “Y” (ver fig. 3.6) é determinada muito mais pelos efeitos dinâmicos que viscosos. Isso ficou evidente porque nos seis tipos diferentes de CWF praticamente não houve variações de resultados devido às diferentes viscosidades (conclusão importante para bocais do tipo “Y-Jet”).

Utilizando o mesmo aparato experimental mostrado na figura 3.5, dois outros trabalhos foram realizados⁷. No primeiro, Michele *et al.* (1991), operando com óleo mineral a 30 °C, que possui as mesmas propriedades físicas e reológicas que os HFOs (“Heavy Fuel Oils”⁸) que operam em caldeiras industriais européias, e com ar comprimido como fluido auxiliar, mapeou o “spray” de um “Y-Jet”, cujas dimensões, referidas à figura 3.3, eram: $l_a = 3,8$ mm; $l_m = 9,0$ mm; $\theta = 45^\circ$; $l_c = 17,4$ mm; $d_m = 2,1$ mm; e $d_c = 1,05$ mm.

Para a análise da qualidade do “spray”, usaram um “Malvern 2600D Particle Sizer”, enquanto a medição da velocidade das gotas foi obtida por meio de um “Aerometrics PDPA (Phase Doppler Particle Analyser)”. Todo o arranjo óptico deste experimento é mostrado na figura 3.8. Neste aparato o bocal era o dispositivo que se movimentava nas direções X, Y e Z, enquanto o restante dos instrumentos permanecia fixo.

Os parâmetros de processo foram variados nas seguintes faixas: $68,5 \leq W_c \leq 180$ kg/h; $2,5 \leq W_a \leq 11$ kg/h; $0,7 \leq P_c \leq 1,5$ MPa; e $0,8 \leq P_a \leq 1,15$ MPa.

Dos resultados destacam-se: (1) obtenção de valores ótimos de operação do referido bocal em termos de vazão mássica do óleo, W_c , e pressões de suprimento de ar e óleo, P_a e P_c , respectivamente; (2) constatação de que os parâmetros de processo não influenciam somente a qualidade do “spray”, mas também o seu ângulo (pequena variação) e a localização das maiores gotas no seu interior.

⁷ Trata-se de um grupo de pesquisadores composto por profissionais da estatal italiana ENEL-CRTN e acadêmicos da Universidade de Pisa, Itália.

⁸ É preciso esclarecer que um HFO estrangeiro possui, no caso mais viscoso, um valor para a viscosidade compatível com um óleo 1A ou 2A brasileiro, que são, entre os nossos ultraviscosos, os de menores viscosidades! Isso reforça mais a colocação feita na introdução deste trabalho de que era necessário um estudo de bocais de nebulização orientado para as nossas condições particulares.

Figura 3.8 Posição relativa dos instrumentos laser e bocal nebulizador. [Fonte: Michele *et al.* (1991)]

A partir dos parâmetros de processo e propriedades físicas dos fluidos obtiveram uma correlação para o diâmetro médio de gota em função de adimensionais que envolvem os parâmetros descritos acima.

Em outro trabalho, Andreussi *et al.* (1992), utilizando o aparato da figura 3.5 e o “Malvern 2600D Particle Sizer” da figura 3.8, para a análise qualitativa do “spray”, operaram com água e dois óleos minerais escolhidos de tal forma que, à temperatura ambiente, possuem viscosidades que simulam a dos HFOs em condições reais (110 °C). Como fluido auxiliar utilizaram ar comprimido.

Dois bocais “Y-Jet” foram testados. Os parâmetros geométricos e a localização dos pontos utilizados para as medidas de pressões estáticas dentro do bocal, conforme a figura 3.3, são apresentados na tabela 3.1.

Tabela 3.1 Parâmetros Geométricos dos Bocais testados por Andreussi *et al.* (1992).
Todas as dimensões em [mm]

Bocal	l_a	l_c	l_m	d_a	d_c	d_m	l	Pontos de pressão utilizados segundo a fig. 3.3
# 1	2,8	14,6	4,1	1,4	1,5	2,0	1,9	P_a, P_c, P_M, P_2
# 2	3,0	5,0	8,1	1,5	1,1	2,0	1,1	P_a, P_c, P_M, P_1, P_2

Fazendo também uma análise baseada em modelos para o escoamento bifásico crítico nos bocais, semelhante aos de Graziadio *et al.* (1987), levantaram uma correlação para a previsão do diâmetro médio de gota semelhante à de Michele *et al.* (1991).

As faixas utilizadas para os parâmetros de processo foram: $5 \leq P_a \leq 13$ bar; $4400 \leq G_c \leq 8000$ kg/m²s; e $280 \leq G_a \leq 1330$ kg/m²s. Não é feita nenhuma menção da faixa de P_c .

Nos três artigos citados, a saber, Graziadio *et al.* (1987), Michele *et al.* (1991) e Andreussi *et al.* (1992), um importante parâmetro para a análise do escoamento em bocais do tipo “Y-Jet” e sua conexão com a qualidade e estrutura do “spray” foi por eles desenvolvido e aplicado nos experimentos. Trata-se da razão entre o fluxo da quantidade de movimento lateral⁹ do jato de líquido entrando no duto de mistura e o fluxo da quantidade de movimento axial do fluido auxiliar. Este parâmetro foi designado, por esses autores, com o símbolo ϕ e é dado por:

⁹ Lembrar que o líquido entra no duto de mistura com um certo ângulo de inclinação com relação ao escoamento de ar (fluido auxiliar).

$$\phi = \frac{G_c^2 \cdot d_c^2 \cdot \rho_{a,M} \cdot \sin \theta}{G_{a,m}^2 \cdot d_m^2 \cdot \rho_c} \quad (3.1)$$

onde os subscritos a,M e a,m dizem respeito ao parâmetro ou propriedade física avaliados para o ar no ponto de mistura, M , ou no duto de mistura, m , respectivamente conforme a figura 3.3. Este parâmetro é importante porque explica a assimetria da distribuição do tamanho de gotas em relação ao eixo axial do bocal “Y-Jet” que se verifica experimentalmente. Como esta distribuição depende do escoamento no bocal, este parâmetro permite prever a assimetria do escoamento anular no bocal (especificamente no duto de mistura), como é ilustrado nas figuras 3.9, 3.10 e 3.11, que são resultados do trabalho de Michele *et al.* (1991).

Na figura 3.9 observa-se como o aumento de ϕ , dado pelo incremento em W_o (vazão mássica de óleo), leva ao aumento da simetria em relação ao eixo axial de cada bocal. As figuras 3.10 e 3.11 ilustram as regiões ótimas (não hachuradas), nas quais se obtém esta simetria, resultado da distribuição também simétrica do filme de líquido dentro de cada bocal.

Figura 3.9 Variação da estrutura do “spray” com a vazão mássica do óleo
[Fonte: Michele *et al.* (1991)]

Song e Lee (1994), seguindo uma das conclusões dos autores acima citados, de que o desempenho dos bocais *Y-Jet* depende do comprimento do duto de mistura, l_m , realizaram um estudo comparativo com três bocais que diferiam apenas pelo valor de l_m . Os outros parâmetros geométricos, relativos à figura 3.3, foram mantidos constantes, a saber: $d_a = 2,2$ mm; $d_c = 3,1$ mm; $d_m = 3,5$ mm; $l_a = 2,8$ mm; $l = 3$ mm; $l_c = 14,6$ mm; e $\theta = 60^\circ$. Os três valores de l_m foram: 7 mm, 11 mm e 21 mm.

Para a análise do “spray”, que era obtido a partir de ar e água como fluidos de trabalho, utilizaram um “Malvern 2604LC Particle Sizer”, conforme ilustrado na figura 3.12.

Figura 3.10 Relação entre o regime de escoamento no bocal e os parâmetros de entrada. [Fonte: Michele *et al.* (1991)]. O subscrito o refere-se ao óleo.

Figura 3.11 Quantidade de movimento lateral do jato de óleo, normalizada com relação a quantidade de movimento axial do ar. [Fonte: Michele *et al.* (1991)]. O subscrito a refere-se ao ar.

Figura 3.12 Medição do tamanho médio de gota por “Malvern Particle Sizer”. [Fonte: Song e Lee (1994)]

Trabalhando com $200 \leq P_c \leq 640$ kPa; $400 \leq P_a \leq 570$ kPa; $3 \leq W_a \leq 18$ kg/h; e $30 \leq W_c \leq 300$ kg/h, constataram que:

- a vazão de ar varia pouco com a mudança de l_m , entretanto, a vazão de água aumenta substancialmente com a diminuição de l_m ;
- a distribuição espacial do diâmetro médio de gota é mais sensível às mudanças em l_m do que a distribuição média numa seção transversal do “spray”; e
- nos casos de l_m grande ocorre um padrão anular-disperso no escoamento bifásico no duto de mistura, enquanto que nos casos de l_m pequeno ocorre um padrão que se assemelha muito mais ao disperso que ao anular-disperso, para RAL alto.

Song e Lee (1994) obtiveram uma correlação para a previsão do diâmetro médio de gotas (Sauter) em função dos mesmos adimensionais que Andreussi *et al.* (1992).

Outro resultado que merece ser comentado é o de que ao tratar o escoamento do ar no bocal pela teoria do escoamento compressível isoentrópico, obtiveram bons resultados comparados com os experimentais, principalmente na região de expansão do ar (de d_a para d_m).

Posteriormente Song e Lee (1996), continuando os estudos do trabalho anterior, realizaram um experimento mais profundo dos mecanismos envolvidos no escoamento em bocais “Y-Jet” e no “spray” por eles gerados. O esquema da instalação experimental utilizada é mostrada na figura 3.13.

As figuras 3.14 e 3.15 ilustram, respectivamente, o modelo construído em vidro transparente, com a seção do duto de mistura quadrada, para a visualização do escoamento (com as dimensões dos dois modelos testados) e o arranjo para fotografia ultra-rápida para visualização do escoamento tanto no interior do bocal, como na saída do “spray” (região da quebra de ligamentos em gotas). Para a análise do “spray” usaram a mesma instalação do trabalho anterior, mostrada na figura 3.12. Para o estudo fotográfico, imagens contínuas foram obtidas com lâmpada halogênia, em tempo de exposição da ordem de 1 ms e imagens instantâneas com um sistema de alta intensidade de nanopulso, com tempo de exposição da ordem de 10 ns (duração do flash de aproximadamente 20 ns – “Xenon model 437b”).

Figura 3.13 Aparato experimental utilizado por Song e Lee (1996).

Os parâmetros de processo foram variados nas seguintes faixas: $55 \leq W_c \leq 210$ kg/h; $W_a = 8$ ou 11,5 kg/h; $3 \leq P_a \leq 5,5$ bar; e $P_c \leq 8$ bar.

A figura 3.16 resume os resultados obtidos utilizando estas técnicas de visualização. A tabela 3.2, referente à figura 3.16b, descreve os mecanismos envolvidos no processo de nebulização em bocais “Y-Jet”.

Figura 3.14 Bocais transparentes utilizados nos experimentos de Song e Lee (1996).

Figura 3.15 Montagem óptica para a visualização do padrão de escoamento e mecanismos de nebulização em bocais “Y-Jet”. [Fonte: Song e Lee (1996)]

Figura 3.16 Mecanismos de nebulização em bocais “Y-Jet”: (a) Foto; (b) Esquema [Fonte: Song e Lee (1996)]

Tabela 3.2 Comentários aos mecanismos envolvidos na figura 16b. [Reprodução de Song e Lee (1996)]

Região	Modo	Fenômeno Principal
A	Colisão direta	<ul style="list-style-type: none"> Geração de gotas por colisão entre o jato líquido e o fluido auxiliar
B	Arraste de gotas e deposição	<ul style="list-style-type: none"> Formação de filme líquido anular e acomodação da distorção inicial do fluxo de ar Geração de gotas por cisalhamento do fluxo de ar nas cristas do filme de líquido e entrada destas gotas no fluxo de ar Coalescência entre algumas gotas e nova deposição no filme de líquido
C	Desintegração do filme de líquido	<ul style="list-style-type: none"> Desintegração do filme de líquido em grandes gotas à saída do bocal nebulizador

Até o presente momento, o que se conhece sobre o escoamento no interior dos bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet” permite apontar, resumidamente que:

- A geração de gotas no núcleo do escoamento deve-se principalmente a: (1) colisão entre os jatos de líquido e fluido auxiliar na região do ponto de mistura [Song e Lee (1996)]; e (2) cisalhamento devido ao fluxo de ar nas cristas do filme de líquido [Song e Lee (1996) e Mullinger e Chigier (1974)];
- A formação do filme de líquido é proveniente da acomodação dos fluxos de líquido e fluido auxiliar na parede do duto de mistura e da deposição de gotas do núcleo no interface fluido auxiliar/líquido [Song e Lee (1996) e Mullinger e Chigier (1974)];

- A função primária do fluido auxiliar é a de acelerar o líquido através da transferência de quantidade de movimento [Mullinger e Chigier (1974)];
- A estrutura do escoamento é determinada muito mais pelos efeitos dinâmicos que viscosos [Graziadio *et al.* 1987)];
- A simetria do escoamento pode ser bem determinada pela razão entre a quantidade de movimento lateral do jato de líquido entrando no duto de mistura e a quantidade de movimento axial do fluido auxiliar [Michele *et al.* (1991)];
- O aumento da vazão mássica de líquido provoca a diminuição da vazão mássica de fluido auxiliar para a mesma pressão de suprimento do segundo devido a efeitos de bloqueio [Mullinger e Chigier (1974)]; e
- Relativamente à geometria: (1) não se nota alterações significativas no valor da vazão mássica de fluido auxiliar para variações do comprimento do duto de mistura; e (2) a vazão mássica de líquido aumenta consideravelmente em relação à diminuição do comprimento do duto de mistura [Song e Lee (1994)].

Baseando-se no conhecimento acima exposto, pode-se apontar como principais focos de novas explorações os seguintes tópicos:

- Quanto à geometria: a influência do ângulo de inclinação do bocal de líquido, θ , e da razão de expansão do jato de fluido auxiliar, ou seja, a razão entre os diâmetros do duto de mistura e do bocal de fluido auxiliar, d_m/d_a ;
- Quanto à estrutura do escoamento: o que influencia e como se desenvolve o perfil de filme de líquido; e
- A criação de um modelo físico simplificado, coerente com o padrão de escoamento anular-disperso, comumente encontrado no interior destes bocais.

Finalmente, pode-se acrescentar a estas informações, outras de caráter mais generalizado com respeito à formação e estrutura do “spray” gerado por bocais nebulizadores que utilizam fluido auxiliar, caso geral no qual se inserem os bocais do tipo “Y-Jet”:

- O diâmetro médio de gota num “spray” aumenta com o incremento da viscosidade do líquido, da tensão superficial e com a diminuição da relação entre as vazões mássicas de gás e líquido. A densidade do líquido exerce pouca influência no diâmetro médio de gota [Rizkalla e Lefebvre (1975), Lefebvre (1980), Inamura *et al.* (1987) e Dorfner *et al.* (1995)];
- As principais variáveis do gás para a nebulização do líquido são sua densidade e velocidade [Lefebvre (1980)];
- O diâmetro médio de gota é diretamente proporcional à espessura do filme de líquido (elevada a um expoente) à saída do bocal nebulizador [Lefebvre (1980)];
- Os menores valores de diâmetro médio de gota são obtidos para bocais nebulizadores projetados de forma a providenciar o máximo contato físico entre o gás e o líquido [Lefebvre (1980)];
- Quaisquer mudanças nas propriedades e vazões do gás ou do líquido, bem como na geometria dos bocais nebulizadores, que tendem a reduzir o tamanho médio de gota no “spray”, também levam a uma distribuição mais uniforme de tamanhos de gotas, ou seja, reduzem a faixa de tamanhos de gotas no “spray” [Risk e Lefebvre (1982, 1984)]; e
- tamanho médio de gotas no “spray” é controlado principalmente pela razão entre a energia requerida para a nebulização (energia devida à tensão superficial) e a energia cinética do gás utilizado como fluido auxiliar para a nebulização [Lefebvre (1992)].

Capítulo 4 – PRINCÍPIOS BÁSICOS, APARATOS E METODOLOGIAS EXPERIMENTAIS

4.1 – Variáveis Fundamentais para Medição

Conforme mencionado anteriormente, este trabalho tem como objetivo a obtenção de resultados fenomenológicos do escoamento no interior de bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet”. O escoamento no interior destes bocais caracteriza-se por: 1º tridimensionalidade; 2º presença de duas fases (gás, no caso ar comprimido e líquido, no caso água); e 3º compressibilidade (por parte do fluido auxiliar – ar comprimido). Devido às elevadas velocidades de ambas as fases, tal escoamento apresenta-se altamente turbulento [Song e Lee (1996), Andreussi *et al.* (1994) e Graziadio *et al.* (1987)].

Frente a essas características optou-se por uma abordagem fortemente experimental, devido às dificuldades inerentes a um possível tratamento analítico ou numérico deste problema. Os resultados experimentais, que são apresentados no capítulo 6 deste relatório, foram então utilizados no estabelecimento de hipóteses simplificadoras que permitiram uma abordagem teórico-experimental, que está relatada no capítulo 5 deste relatório.

O padrão de escoamento no interior destes bocais é do tipo anular-disperso, onde o fenômeno de entranhamento, aliado à transferência de quantidade de movimento da fase gasosa para a fase líquida, governam a dinâmica do escoamento.

Embora os bocais aqui estudados sejam, na prática, empregados para a nebulização de óleos ultraviscosos em fornos e caldeiras industriais, este trabalho não envolve a influência da temperatura como variável de processo. Optou-se por um estudo de um escoamento adiabático para, reduzindo assim o número de variáveis, facilitar os experimentos e a modelagem teórica e deter-se estritamente ao escoamento dentro dos bocais, sem a influência de variáveis externas.

As principais variáveis do escoamento dentro dos bocais “Y-Jet” são a espessura de filme de líquido (óleo), que está associada ao tamanho e distribuição média das gotas no “spray” e a distribuição de pressão, que permite o conhecimento do comportamento do escoamento [Lefebvre (1980)]. Song e Lee (1996) confirmaram que a variação circunferencial da espessura de filme dentro do duto de mistura coincide com a distribuição espacial do tamanho de gotas fora do bocal. Andreussi *et al.* (1994) também advertem que as informações sobre as características do filme de líquido são de grande importância para otimizar o desempenho de bocais “Y-Jet” bem como servem de critério para projeto. Indiretamente, conhecendo-se a espessura média local de filme de líquido numa determinada seção transversal do bocal, pode-se estimar a quantidade de líquido presente na forma dispersa.

Uma dificuldade inerente ao padrão de escoamento encontrado dentro destes bocais é a pequena espessura do filme de líquido, da ordem de centésimos de milímetros [Andreussi *et al.* (1994)]. Qualquer instrumento que fosse colocado para a medição tanto da espessura média de filme de líquido em vários pontos, bem como a velocidade da interface gás/líquido, fatalmente interferiria nos próprios valores lidos, mascarando os resultados. Para solucionar este problema empregou-se técnicas ópticas de medição, que não interferem no fenômeno quando bem aplicadas. Por outro lado, medições ópticas em óleo podem ser significativamente afetadas, uma vez que os óleos ultraviscosos são pouco transparentes. Como um meio translúcido não apresenta este problema, escolheu-se trabalhar com água como muitos outros autores têm feito para a abordagem de escoamentos que envolvem nebulização [Mullinger e Chigier (1974), Andreussi *et al.* (1988, 1992, 1994), Song e Lee (1994 e 1996)]. Outra dificuldade inerente ao uso de tais óleos seria a

necessidade de aquecê-los para que atingissem valores de viscosidades compatíveis com seu uso industrial¹⁰.

Outras variáveis de interesse que foram exploradas referem-se a parâmetros geométricos dos bocais, conforme vistos no capítulo 3, que também exercem forte influência no escoamento. Tais parâmetros são apresentados neste capítulo juntamente com a apresentação dos bocais que foram testados.

4.2 – Descrição da Bancada Experimental

Para a realização do estudo dos mecanismos envolvidos no escoamento em bocais “Y-Jet”, utilizou-se de ar comprimido como fluido auxiliar e água simulando o combustível. Tal simulação não invalida os resultados, pois os combustíveis ultraviscosos nas temperaturas em que são queimados (120 a 200 °C), comportam-se como fluidos newtonianos. Portanto, se os resultados obtidos forem expressos em função de adimensionais, tais resultados serão válidos para os ultraviscosos.

A bancada experimental que foi montada para este trabalho é composta de dois aparatos experimentais.

O primeiro voltado à medição dos parâmetros de processo, a saber: vazões mássicas, temperaturas e pressões de suprimento de ar e água, além da distribuição de pressão no interior dos bocais.

O segundo aparato foi utilizado para a medição da espessura média local de filme de líquido e velocidade das ondas presentes na interface ar/água. Neste segundo aparato utilizou-se das já referidas técnicas ópticas.

4.2.1 – Aparato Experimental Utilizado para a Medição dos Parâmetros de Processo

A figura 4.1 mostra um desenho esquemático do aparato experimental utilizado para a medição e controle dos parâmetros de processo.

Com relação aos parâmetros expostos na figura 4.1: ΔP_a é a diferença de pressão na placa de orifício de ar; ΔP_c a diferença de pressão na placa de orifício de água; T_{a0} e P_{a0} a temperatura e pressão de estagnação de suprimento de ar; T_c e P_c a temperatura e pressão estática de suprimento de água; P_M a pressão estática no ponto de mistura; P_1 a pressão estática da mistura medida aproximadamente no meio do duto de mistura; P_2 a pressão estática da mistura medida à saída do duto de mistura; e P_{ha} a pressão estática do ar a montante da placa de orifício de ar, utilizada para o cálculo da densidade do ar, necessária para o conhecimento da vazão mássica de ar.

As vazões mássicas de ar e água foram calculadas a partir das medições de queda de pressão nas respectivas placas de orifício, conforme ilustradas na figura 4.1. Essas possuem tomadas de pressão nos cantos (tipo “corner tapes”). O projeto dessas placas foi feito segundo as recomendações da norma BSI 1042: Seções 1.1 e 1.2 (1989). A tubulação de ar comprimido foi construída com tubos de aço carbono de 2” de diâmetro, schedule 80, exceto a porção do suporte da placa de orifício, construída em aço inoxidável AISI 316. Para a medição de toda a faixa de vazão mássica de ar utilizada durante os testes, foram utilizadas duas placas de orifício, com diâmetros dos orifícios de 17,98 mm e 23,98 mm.

¹⁰ Óleos ultraviscosos são aquecidos em torno de 200 °C antes de entrarem nos bocais nebulizadores [Messias (1995)].

Figura 4.1 Desenho esquemático do aparato experimental utilizado para a medição e controle dos parâmetros de processo.

Com relação à vazão mássica de água, o procedimento utilizado foi semelhante à medição da vazão mássica de ar. No caso da água, utilizou-se uma tubulação de aço carbono de 1'' de diâmetro, schedule 80. A porção do suporte da placa de orifício também foi usinada em aço inoxidável AISI 316. Para a medição de toda a faixa de vazão mássica de água utilizada durante os testes, foram utilizadas quatro placas de orifício, com diâmetros dos orifícios de 8,00 mm, 10,00 mm, 13,01 mm e 18,63 mm.

O Apêndice D traz um roteiro de cálculo das vazões mássicas em função dos parâmetros medidos.

Nas duas linhas, ar e água, excetuando-se os suportes das placas de orifício, todas as demais conexões foram soldadas. Uma foto das tubulações de ar e água empregadas é ilustrada na figura 4.2.

Após a medição das pressões diferenciais utilizadas para o cálculo das vazões mássicas, as próximas variáveis medidas eram as pressões e temperaturas de suprimento de ar e água. Essas pressões e temperaturas foram medidas em trechos de tubulações com diâmetros relativamente maiores que os já mencionados. Para o ar esse trecho possuía 3'' de diâmetro e para a água, 2'' de diâmetro. A conexão entre as tubulações foi feita através de peças cônicas soldadas. A figura 4.3 mostra em detalhe os referidos trechos.

Figura 4.2 Disposição das linhas de ar comprimido (azul) e água (verde), com as respectivas placas de orifício e transdutores diferenciais de pressão para o cálculo das vazões mássicas.

(a)

(b)

Figura 4.3 Trechos de medição das pressões e temperaturas de suprimento. (a) ar; e (b) água.

O alargamento na seção transversal, provocado por esses trechos, foi construído para que as medidas das pressões e temperaturas sofressem a menor influência possível da velocidade dos escoamentos. Desta maneira, as pressões e temperaturas lidas eram praticamente as pressões e temperaturas de estagnação dos escoamentos de ar e água. No caso do escoamento de ar, dada sua compressibilidade, essa pressão e temperatura foram indicadas por P_{a0} e T_{a0} , respectivamente. Já para o escoamento de água, os efeitos de compressibilidade podem ser desprezados, de modo que a pressão e a temperatura de estagnação medidas correspondiam aos valores de pressão e temperatura estáticas. Por isso não se acrescentou o subscrito 0 a essas variáveis, chamando-as apenas P_c e T_c ,

respectivamente pressão e temperatura estáticas de suprimento de água. Os resultados mostraram-se bastante satisfatórios, pois as velocidades médias não ultrapassaram os valores de 1 m/s para o ar e 0,4 m/s para a água nos respectivos trechos.

Ao término desses trechos há outros cones que reduzem o diâmetro da seção transversal para $\frac{1}{2}$ ", onde então são fixadas mangueiras flexíveis que conectam os fluxos de ar e água aos bocais que foram testados. Na figura 4.3 esses cones de redução e as mangueiras flexíveis (em vermelho) podem ser visualizadas.

Os diâmetros dos furos para medição dessas pressões e temperaturas, nos respectivos trechos, foram feitos de 2 mm.

Cabe aqui fazer uma breve discussão de como pode-se interpretar como valores de pressão e temperatura de suprimento, ou entrada, de ar e água nos bocais, medidas feitas em pontos afastados desses dispositivos.

Em ambos os casos, escoamentos de ar e água, a distância entre os pontos de medida e os bocais não ultrapassa a 1 m, comprimentos estes relativamente curtos para que os escoamentos sofram significativas perdas de carga. Em segundo lugar, a despeito do problema da influência da velocidade já apontado acima, dadas as dimensões dos diâmetros de entrada de ar e água nos bocais¹¹, respectivamente, 6 mm e 8 mm, medidas de pressão e temperaturas que fossem efetuadas nestes trechos fatalmente interfeririam nos escoamentos, causando perturbações e mascarando os valores medidos.

No caso do ar, dadas as características de compressibilidade, é interessante conhecer-se o valor da pressão de estagnação de entrada, porque após os bocais de alimentação de ar e água nos bocais "Y-Jet", ocorre uma expansão para o duto de mistura. Conhecendo-se o valor da pressão estática neste duto, pode-se estudar com facilidade a ocorrência de choques no bocal de alimentação de ar. Para a água, aplicou-se a equação de Bernoulli entre o trecho de medição e o bocal de alimentação de água no *Y-Jet* para calcular assim o valor da pressão estática da água neste segundo ponto.

Para facilitar o entendimento das próximas variáveis que foram medidas, bem como do que se relatou até o presente momento, a figura 4.4 mostra um desenho esquemático de um bocal nebulizador do tipo "Y-Jet" genérico.

Figura 4.4 Bocal nebulizador "Y-Jet" genérico. Nomenclatura utilizada para denominação das partes e disposição das medidas de pressão no duto de mistura.

¹¹ Esses trechos, curtos e usinados no próprio bocal, onde são conectadas as mangueiras de alimentação, foram chamados de bocais de alimentação de ar e água de um bocal nebulizador genérico do tipo "Y-Jet". Sua disposição e forma ficarão mais claras e inteligíveis logo mais, quando o texto passar a relatar especificamente os bocais que foram utilizados.

Seguindo o sentido dos escoamentos de ar e água, as próximas variáveis medidas foram três valores de pressão estática no duto de mistura do bocal. Como pode ser visualizado na figura 4.4, P_M é a pressão estática medida no ponto de mistura, ou seja, no ponto de encontro das linhas de centro dos bocais de alimentação de ar e água; P_1 a pressão estática medida exatamente na metade da distância entre o ponto de mistura e o plano de saída do bocal; e P_2 a pressão estática medida no ponto mais próximo possível do plano de saída do bocal. Na prática, para todos os bocais, este ponto situou-se a 7,5 mm medido a partir do plano de saída em direção ao ponto de mistura do bocal, devido à limitação física imposta pelos diâmetros dos conectores de pressão.

Como será comentado no capítulo 5, a análise teórico-experimental proposta neste trabalho de pesquisa utiliza-se de um modelo unidimensional para o escoamento no interior do duto de mistura. A disposição de montagem dos pontos de medição de pressão estática para P_M , P_1 e P_2 foi feita de modo a medir-se a pressão estática média na seção transversal correspondente a cada uma destas três pressões. Para tanto, foram usinados três orifícios roscados, defasados em 90° , na mesma seção transversal do duto de mistura. Os três conectores de pressão montados nestes orifícios uniam-se, através de tubos plásticos, a uma cruzeta. Dos quatro pontos de conexão desta cruzeta, três estavam ligados os orifícios de medição e o quarto ao transdutor de pressão estática que lia então uma média dos três sinais. A figura 4.5 ilustra, para uma dada seção transversal do duto de mistura, o esquema de montagem aqui descrito.

figura 4.5 Desenho esquemático da disposição de instrumentação para a medição das pressões estáticas no duto de mistura dos bocais “Y-Jet”.

A figura 4.6 mostra três fotos, tomadas de diferentes ângulos, de um dos bocais testados. Nela pode-se ver com facilidade a disposição das tomadas de pressão, tubos plásticos flexíveis e cruzetas.

Todos os orifícios de tomadas de pressão no duto de mistura foram usinados com rosca 1/8” NPT (para fixação dos conectores de pressão), e o diâmetro do furo que ligava os conectores de pressão ao interior do duto de mistura feito com 1 mm.

Para todas as medidas das pressões estáticas (ou de estagnação), foram utilizados transdutores de pressão piezo-resistivos relativos. Os transdutores de pressão diferenciais utilizados foram do tipo capacitivo e os termopares, para medição das temperaturas de suprimento de ar e água, do tipo T.

Figura 4.6 Disposição das tomadas de pressão no duto de mistura de um bocal “Y-Jet”.

A tabela 4.1 mostra as faixas de operação utilizadas para os parâmetros de processo aqui descritos. Nesta tabela os dados de pressão são absolutos.

Tabela 4.1 Faixas de operação dos parâmetros de processo

Parâmetro	Faixa
Pressão de suprimento de água, P_c , [bar]	1,5 a 17
Pressão de suprimento de ar, P_{a0} , [bar]	4,7 a 11,7
Vazão mássica de água, W_c , [kg/h]	240 a 2600
Vazão mássica de ar, W_a , [kg/h]	40 a 320

Para o fornecimento de água foi utilizada uma bomba centrífuga de 4 estágios. Esta bomba estava ligada a um reservatório de água de 1000 l de capacidade do qual succionava água e enviava para o bocal “Y-Jet”. Logo após o recalque da bomba havia duas válvulas globo que regulavam o retorno de água para o reservatório e o envio de água para o bocal. Este esquema de instalação pode ser visto na figura 4.1. O motor elétrico que movia esta bomba era controlado por um inversor de frequência. Com a combinação entre as válvulas e o inversor de frequência foi possível buscar com facilidade os pontos a serem explorados. Manipulando as válvulas era possível modificar a perda de carga do sistema e alterando a frequência enviada ao motor podia-se alterar a curva característica da bomba.

Bomba d’água e reservatório foram instalados do lado de fora do laboratório e o conjunto de válvulas e inversor de frequência dentro deste.

A figura 4.7 apresenta duas fotos que mostram a bomba d’água e o reservatório instalados fora do laboratório.

Como pode ser visto na figura 4.1, o “spray” gerado pelos bocais nebulizadores era coletado numa segunda caixa d’água que estava conectada ao reservatório de água, externo ao laboratório. Desta segunda caixa para o reservatório, a água escoava por efeito gravitacional através de uma tubulação de PVC de 2”. Deste modo o sistema de circulação de água era fechado e, com relativa frequência trocava-se a água do reservatório externo.

Dados os elevados valores de quantidade de movimento que possuíam os “sprays” gerados pelos bocais, o impacto destes com o fundo da caixa de coleta mais a grande quantidade de gotas presentes nos “sprays” que eram arrastadas pelo ar, causava uma considerável nuvem de gotículas em suspensão no laboratório que poderia prejudicar uma série de componentes eletrônicos ali presentes. Portanto, embora não estando presente na proposta original deste trabalho de pesquisa, optou-se pela construção de um sistema de exaustão que isolasse bocal nebulizador e “spray” do restante das instalações.

(a)

(b)

Figura 4.7 (a) Bomba d'água; e (b) Conjunto bomba e reservatório de água.

Basicamente, o sistema de exaustão era composto por: um conjunto moto-ventilador de exaustão com carcaça e rotor de alumínio; uma câmara acoplada à caixa de coleta, por baixo, e a uma coifa de exaustão, por cima; e uma tubulação de PVC de 6'' ligando a coifa ao ventilador de exaustão, montado externamente ao laboratório.

A figura 4.8 mostra duas fotos do conjunto moto-ventilador e da tubulação de exaustão.

(a)

(b)

Figura 4.8 (a) Conjunto moto-ventilador de exaustão; e (b) Tubulação de exaustão

Como pode-se observar na figura 4.8a, a conexão entre a tubulação e ventilador de exaustão foi construída com um trecho de tubo flexível de 6'' e uma válvula borboleta com a qual podia-se controlar a perda de carga do sistema de exaustão.

Na figura 4.3 pode-se ver a câmara de exaustão¹², coifa e caixa de coleta. O encaixe entre a câmara de exaustão e caixa de coleta foi feito através de um tronco de pirâmide de seção quadrada. Neste tronco, foi colocado um visor de acrílico por onde podia-se observar o bocal em funcionamento. Em duas laterais opostas da câmara de exaustão foram construídas duas portas que davam acesso ao interior para manipulação dos bocais, ou seja, instalação e desinstalação. Todos esses componentes foram montados sobre uma estrutura de aço carbono de perfil quadrado.

A figura 4.9 mostra em detalhe a caixa de coleta do “spray” e o tronco de pirâmide, com visor acrílico, que conecta a caixa à câmara de exaustão. A figura 4.10 traz um esquema da instalação de exaustão montada.

Figura 4.9 Detalhe da caixa de coleta do “spray”, parte da estrutura de sustentação e tronco de pirâmide de conexão da câmara de exaustão com a caixa de coleta.

Para o fornecimento de ar comprimido foi utilizado um compressor de parafuso que, como foi dito na proposta inicial deste projeto de pesquisa, foi compartilhado com o Agrupamento de Engenharia Térmica da Divisão de Mecânica e Eletricidade do Instituto de Pesquisas Tecnológicas de São Paulo S.A.

Na figura 4.11 tem-se uma foto geral das instalações montadas externamente ao laboratório, para suprimento de ar e água e exaustão.

¹² Também na figura 4.3b pode-se observar os três transdutores de pressão para a medição de P_M , P_1 e P_2 , montados na estrutura de apoio do sistema de exaustão.

Figura 4.10 Esquema da instalação de exaustão.

Figura 4.11 Visão geral dos equipamentos de suprimento e do sistema de exaustão montados externamente ao laboratório. A partir da esquerda, ventilador e tubulação de exaustão, bomba d'água, reservatório de água e compressor de ar.

Finalmente, o último componente utilizado neste aparato experimental foi o sistema de aquisição de dados. Tal sistema era composto basicamente de um módulo condicionador de sinais para termopares, sensores em ponte completa, tensões em geral e corrente com sensor de temperatura da junta fria para compensação da medida de termopares, uma placa com 16 canais analógicos de entrada de 12 bits de resolução, um microcomputador e um programa de aquisição de dados. O módulo condicionador fazia a amplificação e manipulação dos sinais gerados pelos instrumentos de medição. Em seguida o sinal lido era enviado por cabo à placa A/D instalada no microcomputador, que fazia a transformação analógico/digital do sinal. Através do programa de aquisição de dados era feita a configuração das variáveis que permitia a conversão do sinal gerado pelo instrumento de medição em um valor da grandeza física em questão, na unidade desejada. Podia-se ainda gravar os valores medidos em disco rígido no intervalo de tempo que fosse conveniente.

A figura 4.12a mostra o sistema de aquisição de dados e a figura 4.12b, além deste sistema, o inversor de frequência que controlava o motor da bomba d'água e a caixa elétrica do motor do ventilador de exaustão.

(a)

(b)

Figura 4.12 (a) Sistema de aquisição de dados (à esquerda, em frente a CPU do microcomputador, o módulo condicionador de sinais); e (b) Sistema de aquisição de dados, inversor de frequência (acima, no centro) e caixa elétrica do motor do ventilador de exaustão.

Após gravados os dados aquisitados para um determinado ensaio era feita a verificação e eliminação de dados espúrios, que eventualmente ocorriam, devido a erros intrínsecos ao sistema de aquisição. Maiores explicações e o método utilizado para a eliminação destes dados estão relatados no Apêndice E deste relatório.

4.2.2 – Aparato Experimental Utilizado para a Medição da Espessura Média Local de Filme de Líquido e Velocidade das Perturbações na Interface Ar/Água

Vários tipos de técnicas para a medida da espessura de filmes líquidos em escoamentos bifásicos anulares são apresentadas por Hewitt (1978). Ohba *et al.* (1992) aperfeiçoaram uma destas técnicas cujo princípio de funcionamento é ilustrado na figura 4.13.

Para a medida da espessura média local de filme de líquido o sistema consiste de uma única fibra óptica com as funções de transmitir e receber a luz proveniente do laser. Luz laser é emitida dentro do filme de líquido, a partir da fibra, e parte da luz refletida na interface gás/líquido, é recebida pela mesma fibra e enviada ao fotodiodo (fotodetetor), conforme o desenho da figura 4.13. A saída do fotodiodo (intensidade de luz refletida) depende da distância entre a superfície do filme e o topo da fibra e do ângulo de inclinação da superfície. Usando o presente sistema, pode-se medir a espessura de filme de líquido na crista ou no vale da onda interfacial, onde o ângulo de inclinação é zero.

Figura 4.13 Diagrama esquemático do sistema de medida de espessura média local de filme líquido. [Fonte: Ohba *et al.* (1992)]

Com o objetivo de obter-se experimentalmente a dependência da intensidade da luz refletida na interface gás/líquido com a espessura média local de filme líquido e do ângulo de inclinação desta interface, Ohba *et al.* (1992) simularam esta interface com um espelho plano instalado sobre um goniômetro e uma plataforma de translação. Um diagrama esquemático deste sistema de calibração pode ser visto na figura 4.14.

Figura 4.14 Diagrama esquemático para o sistema de calibração.
[Fonte: Ohba *et al.* (1992)]

Nesta instalação, seis fibras para a emissão e recepção da luz laser foram instaladas, divididas em dois grupos de três, todas na mesma linha, sendo que cada grupo de três foi de tal maneira colocado que o intervalo entre os dois grupos era o ponto onde se queria medir a espessura média (ou distancia, neste caso). A luz recebida em cada grupo de três era lida em um fotodiodo.

Os resultados que obtiveram são ilustrados na figura 4.15, que mostra o gráfico de I' em função de l_f (espessura ou distância), com ξ (ângulo de inclinação da superfície) como parâmetro. A quantidade I' é a intensidade de luz $I(l_f, \xi)$ normalizada pela intensidade lida no fotodiodo quando $l_f = 0$ e $\xi = 0^\circ$. Como pode ser visto, o valor de I' é muito grande na região em que $0 < l_f < 0,5$ mm. Isto indica a alta sensibilidade deste sistema nesta faixa de espessura. Resultados prévios de Andreussi *et al.* (1994) apontam a espessura média de filme líquido no duto de mistura de bocais “Y-Jet” na faixa de 100 a 500 μm .

As linhas traçadas entre os pontos experimentais representam as curvas teóricas, resultados de cálculos de Ohba *et al.* (1992) para cada caso. Esta teoria foi baseada no tratamento gaussiano do feixe de laser e na lei de atenuação de Lambert.

Figura 4.15 Relação entre a intensidade de luz recebida I' e a espessura de filme l_f com ângulo de inclinação ξ como parâmetro: comparação entre cálculos e medidas de Ohba *et al.* (1992).

Para a medida da velocidade de deslocamento das ondas (perturbações) na interface ar/água, usa-se o mesmo princípio, mas com um par de fibras conforme ilustrado na figura 4.16, que também ilustra o esquema final da montagem óptica adotado neste trabalho de pesquisa.

A velocidade das ondas na interface foi medida observando-se na tela do osciloscópio (através de congelamento da imagem) o tempo de translação de um pico, capturado pelo par de fibras ópticas espaçadas da distância x conhecida. A distância x , segundo Ohba *et al.* (1992) deve ser de aproximadamente 3 mm, para minimizar os efeitos de interferência de sinal luminoso de uma fibra na outra (reflexões) e não permitir que haja mudanças significativas na forma da onda de uma fibra à outra.

Devido ao fato de que o sinal que retorna à fibra é de reflexão especular, é normal o comportamento anteriormente mencionado de que este sistema leia somente os sinais provenientes da reflexão na crista ou vale da onda, onde a derivada é nula. Usando seu modelo teórico, Ohba *et al.* (1992) mostraram que os sinais de resposta apresentam-se tanto mais estreitos quanto menor for o comprimento de onda. A figura 4.17 apresenta esses resultados para seis tipos diferentes de ondas senoidais tendo amplitude, A , e espessura, d , constantes e diferentes comprimentos de onda, que expressam formas diferentes de superfícies onduladas adotadas para simulação de filme de líquido em escoamento bifásico anular.

Figura 4.16 Arranjo esquemático para o sistema de medida simultânea de espessura média local de filme de líquido e velocidade das perturbações na interface ar/água.
[A partir de Ohba *et al.* (1992), com modificações]

Figura 4.17 Respostas calculadas por Ohba *et al.* (1992) para o sensor de fibras ópticas em ondas senoidais (X' é a normalização da posição horizontal pelo comprimento de onda, λ)

Para poder-se avaliar a espessura em vários pontos do duto de mistura do bocal, utilizou-se um sistema como o ilustrado na figura 4.18. Cada um dos cinco pares de fibras mostrados na figura 4.18 pode medir tanto a velocidade das ondas como a espessura média local do filme de líquido. Com cinco pares pôde-se levantar o perfil de desenvolvimento do filme e as velocidades das ondas na interface ar/água em diversas posições do bocal.

Como o escoamento no duto de mistura é tridimensional [Andreussi *et al.* (1994)], montou-se o sistema mostrado na figura 4.18 em três posições angulares do duto, conforme mostrado na figura 4.19.

O sistema de medição ilustrado na figura 4.16 permite a leitura de somente um par de fibras a cada medição. Procurou-se no mercado algum tipo de seletor, ou chave óptica, que acoplasse o conjunto de 10 fibras em dois de 5 e que de cada um desses dois conjuntos saísse apenas uma fibra. Cada uma dessas duas fibras ficariam então acopladas aos respectivos microposicionadores. Manuseando os dois seletores poder-se-ia escolher o par de fibras que se desejaria utilizar. Tal seletor não foi encontrado e para a leitura do sinal, toda a vez que se necessitava ler um par de fibras diferente, retirava-se o anterior e ajustava-se o novo par no microposicionador. Para facilitar esta tarefa, se escolheu trabalhar com fibras ópticas multimodo, que por possuírem o núcleo mais espesso que as monomodo, facilitavam o microposicionamento.

O reposicionamento deste conjunto óptico foi feito da seguinte forma. Ao levar um bocal para a bancada de testes os 15 pares de fibras já estavam instaladas no bocal, ou seja, eram as pontas das fibras acopladas aos microposicionadores que deveriam ser manipuladas, não as pontas engastadas no bocal (vide figuras 4.18 e 4.19). Os microposicionadores possuíam ajuste XYZ através de micrômetros neles instalados. Antes de se colocar as fibras no bocal, tomava-se uma delas e colocava-se aleatoriamente no microposicionador. A outra ponta da fibra era então colocada na frente de um fotodiodo. Através da instrumentação montada (vide figura 4.16) podia-se ir variando, no microposicionador, as coordenadas X , Y e Z até encontrar-se aquela na qual lia-se a maior intensidade, ou seja, onde o foco do feixe de laser proveniente da lente objetiva microscópica estava incidindo no centro da seção transversal da fibra óptica. Feito isto para uma só fibra e gravadas estas posições (X , Y e Z), os microposicionadores não mais precisaram ser ajustados para todos os demais testes realizados.

Figura 4.18 Arranjo esquemático das fibras ópticas para medição em vários pontos do bocal.

Vista superior (corte AA da figura 4.18) mostrando as três regiões para o posicionamento dos conjuntos de fibras

Figura 4.19 Indicação das regiões, na seção transversal do duto de mistura, onde foram efetuadas as medidas: A, B e C.

Como indicado na figura 4.19, a região D não foi explorada, pois supôs-se que aí ocorreu comportamento semelhante ao da região A (por razões de simetria). A região A situava-se adjacente à entrada de água, a região C oposta à entrada de água e a região B defasada em 90° das duas outras regiões e entre estas. Ao todo foram 15 pares de fibras, 10 fibras para cada região, A, B e C, o que demandou 30 fibras acopladas ao duto de mistura de cada bocal “Y-Jet” testado.

Cabe ressaltar que o posicionamento das fibras em cada uma das três regiões foi feito sempre na mesma posição, ou seja, a primeira da região A, a primeira da região B e a primeira da região C, contadas a partir do ponto de mistura em direção ao plano de saída do bocal, estavam na mesma seção transversal do duto de mistura. Assim sucessivamente até a décima fibra de cada região.

A seguir é feita uma breve descrição dos componentes ópticos utilizados neste aparato, conforme ilustração da figura 4.16:

- Laser de 10 mW, He-Ne, polarizado (500:1), com fonte de alimentação própria. Ohba *et al.* (1992) utilizaram dois lasers de 5 mW, He-Ne, polarizados, um para cada fibra. Aqui utilizou-se de um só com o dobro da potência;
- Placa de $\frac{1}{2} \lambda$ e Divisor de Feixes Polarizador (DFP), que têm a função de, ao girar de um certo ângulo a placa de $\frac{1}{2} \lambda$, permitir selecionar as frações transmitida e refletida do feixe de laser. Os demais DFP têm somente a função de dividir o feixe, direcionando-o para a fibra na ida do sinal e para o fotodiodo no retorno deste. Tanto para a placa de $\frac{1}{2} \lambda$ como para os DFP escolheu-se uma dimensão de 20 mm (diâmetro da placa e aresta do DFP);
- As lentes objetivas microscópicas têm a função de focar o feixe de laser na ponta da fibra óptica ou na área ativa do fotodiodo (que é também pequena, $\cong 1 \text{ mm}^2$). Foi escolhido para estas lentes um aumento de 10 vezes;
- Os microposicionadores permitem o ajuste micrométrico do foco da lente à ponta da fibra óptica para posterior transmissão até a interface ar/água. Este equipamento é de fundamental importância, já que o diâmetro do núcleo destas fibras é muito pequeno. Cada microposicionador é composto por: um bloco com ajuste micrométrico nas direções X, Y e Z, uma plataforma solidária ao bloco para a fixação do suporte da lente microscópica objetiva, o suporte da lente objetiva microscópica e uma pequena plataforma com uma ranhura em V onde é colocada a fibra que é fixada por dois botões magnéticos. Neste microposicionador, a lente microscópica objetiva fica fixa e é a fibra que sofre as movimentações para o posicionamento;
- As fibras ópticas com as quais se trabalhou eram do tipo multimodo, com diâmetro do núcleo de aproximadamente 500 μm , e diâmetro total, com revestimento, de 750 μm . Sua abertura numérica é de 0,5, maior que a abertura numéricas das lentes objetivas microscópicas que é 0,25 (condição de acoplamento). Tal fibra é específica para a faixa de comprimento de onda do visível, portanto aplicável ao He-Ne. Conforme apresentado nas figuras. 4.18 e 4.19, foram necessários 30 fibras de 4 metros de comprimento cada, por bocal *Y-Jet*;
- Os fotodiodos PIN (“high-speed silicon PIN photodiode”) são fotodetetores que transformam o sinal da intensidade de luz recebida em um sinal elétrico (corrente). Possuem baixa corrente de fundo (ruído), o que é ideal para aplicação sensorial. Têm área útil de 0,8 mm^2 , resposta espectral na faixa de 350 a 1100 nm (o laser de He-Ne, possui comprimento de onda de 632,8 nm), resposta típica de 0,4 A/W a 830 nm e tempo de resposta de 0,35 ns;
- Amplificadores dos fotodiodos foram necessários, pois a ordem de grandeza da saída de corrente dos fotodiodos é de, no máximo, dezenas de mA, faixa em que o osciloscópio não permite boa leitura. Os amplificadores escolhidos possuem uma faixa de 1pA a 100 mA para a entrada de corrente, com saída na faixa de -2 V a + 2 V. Na prática, o fundo de escala utilizado durante os ensaios foi de 20 μA ;
- O osciloscópio escolhido tem 2 canais (necessário para a medida da velocidade da interface ar/água), digital, de 100 MHz, com taxa de amostragem de 1GS/s em cada canal, velocidade de varredura de 5 ns/div. a 5 s/div., módulo de interface de comunicação GPIB, RS-232 e CENTRONICS¹³. Como trata-se de fenômenos ópticos, era necessário um equipamento que possuísse altas frequências de amostragem;
- Para cada instrumento óptico foram selecionados postes e suportes nas quais foram montados os itens: laser, placa de $\frac{1}{2} \lambda$, DFP, lentes microscópica objetivas, fotodiodos, etc; e
- Para a montagem e proteção de toda esta instrumentação foi também adquirida uma mesa óptica de 1 x 2 m de 150 mm de espessura mais 4 pés com sistema anti-vibratório por bolsa de ar comprimido. Durante os ensaios preencheu-se estas bolsas com nitrogênio para melhor conservação dos pés.

¹³ O módulo de interface utilizado foi o RS-232.

A figura 4.20 mostra duas fotos da maior parte da instrumentação óptica utilizada.

Figura 4.20 Instrumentação óptica utilizada. (a) em primeiro plano, a partir da esquerda, fotodiodo, lente microscópica objetiva, divisor de feixes polarizador e microposicionador. Ao fundo, a partir da esquerda, fonte emissora de laser, placa de $\frac{1}{2} \lambda$, divisor de feixes e outro arranjo como o frontal; e (b) idêntica foto em tonalidade mais escura onde pode-se observar melhor o feixe de laser através dos dispositivos ópticos.

A figura 4.21 também uma tomada geral, em outro ângulo, dos instrumentos ópticos onde pode-se ver o feixe de laser percorrendo o caminho esquematizado na figura 4.16.

Figura 4.21 Tomada geral da instrumentação óptica.

Na figura 4.22 é ilustrado em maior detalhe o feixe de laser passando pelo divisor de feixes polarizador e a conexão entre o feixe de laser e uma fibra óptica num dos microposicionadores.

Finalmente, a figura 4.23 mostra em maior amplitude o detalhe da conexão entre o laser, proveniente de uma lente microscópica objetiva, e uma fibra óptica montada num dos

microposicionadores. Nela pode-se observar como eram fixadas as fibras sobre uma pequena plataforma com uma ranhura em V e pressionada por dois botões magnéticos.

(a)

(b)

Figura 4.22 (a) detalhe do divisor de feixes situado na sequência após a placa de $\frac{1}{2} \lambda$ (vide fig. 4.16); e (b) o mesmo divisor de feixes ao fundo e em primeiro plano o microposicionador já ilustrado na fig. 4.20.

Figura 4.23 Detalhe de conexão entre feixe de laser e fibra óptica no microposicionador.

4.3 – Descrição dos Bocais Nebulizadores do Tipo “Y-Jet” Testados

A seguir a figura 4.24 ilustra um bocal nebulizador do tipo “Y-Jet” genérico com todas as suas variáveis geométricas. Nesta figura, d_a e l_a são o diâmetro e o comprimento, respectivamente, do bocal de alimentação de ar; d_c e l_c o diâmetro e o comprimento, respectivamente, do bocal de alimentação de água; d_m e l_m o diâmetro e o comprimento, respectivamente, do duto de mistura; l a distância da saída do bocal de alimentação de ar ao ponto de mistura, M; e θ o ângulo ou inclinação lateral do bocal de alimentação de água.

Ao todo foram projetados e usinados oito bocais do tipo “Y-Jet”. Para o dimensionamento destes bocais utilizou-se os critérios descritos principalmente por Mullinger e Chigier (1974), que especificam proporções ótimas nas quais se deve trabalhar para a obtenção de boa qualidade no “spray”. Por exemplo, $1,4 < d_m/d_a < 1,8$; $4 < l_m/d_m < 5$; etc.. Também levou-se em consideração as relações geométricas de bocais apresentados em outros artigos citados na revisão bibliográfica (Capítulo 3). Praticamente, exceto o bocal de número 8, todos os demais bocais foram construídos aplicando-se, em média um fator de escala de 3:1 em relação os bocais ilustrados na revisão bibliográfica. Para o bocal # 8, tomou-se um bocal nebulizador do tipo “Y-Jet” utilizado nas caldeiras da COPENE (Companhia Petroquímica do Nordeste), BA, e aplicou-se um fator de escala de 2:1 e não de 3:1 porque este segundo valor levaria a dimensões tais que exigiriam vazões de ar comprimido muito elevadas, valores esses que o compressor utilizado não poderia fornecer¹⁴. O fator diferencial do bocal # 8 em relação aos demais é o formato de ligação entre a saída do bocal de alimentação de ar e o duto de mistura. Enquanto para os bocais # 1 a # 7 esta transição é busca, neste oitavo bocal é cônica. Outras características deste bocal com relação aos demais são as pequenas dimensões do diâmetro do bocal de alimentação de água e do comprimento do duto de mistura. A tabela 4.2 apresenta, para cada um dos oito bocais, os valores das variáveis geométricas ilustradas na figura 4.24 e a figura 4.25 apresenta um desenho esquemático do bocal # 8.

Figura 4.24 Geometria de um bocal nebulizador do tipo “Y-Jet”, genérico.

¹⁴ Os altos níveis de vazão mássica para o ar e a água justificam-se porque neste trabalho de pesquisa se utilizou modelos de bocais proporcionalmente bem maiores que os encontrados na prática. Na verdade, são os valores dos fluxos mássicos, G_a e G_c , que devem permanecer nas mesmas faixas que os trabalhos apresentados na revisão bibliográfica. Ao aumentar-se as áreas das seções transversais, deve-se elevar os valores das vazões mássicas para manter-se os fluxos mássicos nos padrões de comparação, $G = W/A$, onde W é a vazão mássica e A a área da seção transversal.

Tabela 4.2 Valores das principais variáveis geométricas dos bocais construídos e testados

Bocal	l_a [mm]	l_c [mm]	l [mm]	l_m [mm]	d_a [mm]	d_c [mm]	d_m [mm]	θ [°]
1	30,0	40,0	13,5	50,0	5,5	8,0	10,0	57
2	30,0	50,0	14,0	50,0	6,0	8,0	10,0	57
3	30,0	50,0	14,7	50,0	6,0	8,0	12,0	57
4	30,0	50,0	16,7	50,0	6,0	8,0	10,0	45
5	30,0	50,0	12,1	50,0	6,0	8,0	10,0	70
6	30,0	50,0	14,0	35,0	6,0	8,0	10,0	57
7	30,0	50,0	14,0	100,0	6,0	8,0	10,0	57
8	4,0	12,3	9,9	25,1	7,2	4,4	11,4	70

Figura 4.25 Geometria do bocal nebulizador do tipo “Y-Jet”, número 8.

A seguir nas figuras 4.25 e 4.26 são apresentados os oito bocais construídos.

(a) Bocal # 1

(b) Bocal # 3

(c) Bocal # 2

(d) Bocal # 4

Figura 4.26 Bocais nebulizadores “Y-Jet” # 1 a # 4

(a) Bocal # 5

(b) Bocal # 7

(c) Bocal # 6

(d) Bocal # 8

Figura 4.27 Bocais nebulizadores “Y-Jet” # 5 a # 8

Nas figuras 4.26 e 4.27 foi possível observar as fibras ópticas inseridas nas regiões A e C (segundo figura 4.19). Na figura 4.28 está desenhado um corte na seção transversal do duto de mistura. O esquema apresentado nesta figura é o mesmo para todos os bocais.

Figura 4.28 Desenho esquemático de um corte da seção transversal do duto de mistura.

Como pode ser visto na figura 4.28, nas laterais externas do duto de mistura foram usinados três rasgos da direção longitudinal dos bocais. No fundo destes rasgos foram feitos orifícios de 0,8 mm de diâmetro para inserção das fibras ópticas. Para garantir que a ponta das fibras interfaceassem a face interna do duto de mistura foram usinados pinos, do mesmo material que os bocais, com diâmetros 5 a 10 μm menores que os respectivos diâmetros dos dutos (d_m). Esses pinos eram inseridos nos bocais, a seguir colocavam-se as fibras ópticas e os espaços dos rasgos eram preenchidos com resina plástica (“Araldite”). Antes de se estabelecer este procedimento analisou-se se esta resina afetaria de alguma maneira as propriedades ópticas e mecânicas das fibras ópticas utilizadas e não foram constatadas quaisquer alterações. Esta resina apresentou também excelente resistência à pressão.

A pressão no interior do duto de mistura, próximo ao ponto de mistura, chegou em alguns casos a 10 bar (absoluto). O teste de estanqueidade para esta resina foi feito com 12 bar de pressão absoluta numa trecho de tubo de $\frac{1}{2}$ ” fechado numa extremidade e na outra ligado a uma válvula por onde podia entrar ar comprimido oriundo do compressor. Ligado o compressor a 11 bar (manométrico), preencheu-se este trecho de tubo e fechou-se a válvula. Na lateral deste tubo foram fixadas três pedaços de fibras coladas com a citada resina plástica. Durante quatro horas foi monitorada, através do sistema de aquisição de dados, a pressão no interior deste tubo que não apresentou mudanças. Portanto, considerou-se oportuna a aplicação desta resina para fixação das fibras nos bocais.

Os bocais foram usinados a partir de uma barra de aço inoxidável AISI 420 de 1 $\frac{1}{2}$ ” de diâmetro. A profundidade dos rasgos para inserção das fibras ópticas foi de 10 mm.

As figuras 4.29 a 4.31 a seguir mostram com maiores detalhes algumas vistas externas de um dos bocais testados¹⁵.

Na figura 4.29 ilustra-se a saída de um bocal. Nela pode ser visto a disposição das trinta fibras ópticas coladas nos rasgos A, B e C.

¹⁵ Fotos tiradas do bocal # 5.

(a)

(b)

Figura 4.29 Bocal “Y-Jet” testado. (a) Vista a partir do plano de saída do bocal; e (b) Idêntica vista em maior detalhe.

A figura 4.30 apresenta outras vistas laterais de um bocal “Y-Jet” testado. Nesta figura é possível observar os orifícios para fixação dos conectores de pressão, os bocais de alimentação de ar e líquido e algumas fibras ópticas vistas de outro ângulo.

(a)

(b)

Figura 4.30 Bocal “Y-Jet” testado. (a) Vista lateral do bocal com orifícios de fixação dos conectores de pressão de P_M , P_1 e P_2 ; e (b) Vista a partir do bocal de alimentação de água.

Uma vista superior, a partir do bocal de alimentação de ar, pode ser observada na figura 4.31. Nesta figura mostra-se com maior detalhe as abas de fixação por onde os bocais montados no interior da câmara de exaustão, sobre o suporte estrutural deste sistema.

Figura 4.31 Vista a partir do bocal de alimentação de ar de um bocal “Y-Jet” testado.

Finalmente, a figura 4.32 apresenta uma foto dos oito bocais testados. Nela fica principalmente evidente a diferença entre os comprimentos dos dutos de mistura, l_m .

Figura 4.32 Foto dos oito bocais “Y-Jet” usinados e testados.

Devido aos comprimentos dos dutos de mistura dos bocais # 6 e # 8 serem relativamente menores que os demais bocais, não foi possível a colocação de três tomadas de pressão na lateral externa dos seus dutos de mistura. No caso a limitação era o diâmetro da furação que deveria ser feita para a fixação dos conectores de pressão. Para esses dois bocais, se fossem usinados três furos na direção longitudinal do referido duto impossibilitar-se-ia ou a montagem dos conectores de pressão (caso do bocal # 6), ou a própria falta de espaço para isso (caso do bocal # 8).

Para a montagem das fibras ópticas no bocal # 8, devido ao mesmo motivo de possuir pequeno comprimento de duto de mistura, não foi possível a colocação de 10 fibras em cada uma das regiões A, B e C, pois o espaçamento entre as fibras ficaria muito reduzido. Optou-se pela colocação de 7 fibras na região A, 8 na B e 8 na C. A região A ficou com uma fibra a menos

porque, especificamente no caso deste bocal, a usinagem do rasgo externo desta região num comprimento suficiente para a colocação da oitava fibra resultaria numa sobreposição sobre o bocal de alimentação de água, o que era impossível de ser feito. Recuou-se um pouco este rasgo e eliminou-se o que seria a primeira fibra contada a partir do ponto de mistura para o plano de saída do bocal.

Como referência para melhor entendimento do posicionamento das fibras e tomadas de pressão no duto de mistura, utilizou-se o ponto de mistura, M . Chamou-se de z o eixo na direção axial do duto de mistura com origem no ponto de mistura, M . A tabela 4.3 traz o posicionamento completo das tomadas de pressão e a tabela 4.4 o posicionamento dos pontos de inserção das fibras ópticas para cada um dos oito bocais, tomando como referência o eixo z acima exposto.

Tabela 4.3 Posição das tomadas de pressão para os oito bocais “Y-Jet” testados.

A referência 0 é o ponto de mistura, M , e o crescimento dos valores ocorre na direção axial do referido duto em direção ao plano de saída dos bocais.

Bocais, entre parêntesis o valor de l_m , em [mm]	Posição, em [mm], de:		
	P_M	P_I	P_2
1 (50,0)	0	25,0	42,5
2 (50,0)	0	25,0	42,5
3 (50,0)	0	25,0	42,5
4 (50,0)	0	25,0	42,5
5 (50,0)	0	25,0	42,5
6 (35,0)	0	—	27,5
7 (100,0)	0	50,0	92,5
8 (25,1)	0	—	17,8

Tabela 4.4 Posição dos pontos de fixação das fibras ópticas para os oito bocais “Y-Jet” testados. A referência 0 é o ponto de mistura, M , e o crescimento dos valores ocorre na direção axial do referido duto em direção ao plano de saída dos bocais.

Regiões A, B e C	Bocais, entre parêntesis o valor de l_m , em [mm]							
	1 (50,0)	2 (50,0)	3 (50,0)	4 (50,0)	5 (50,0)	6 (35,0)	7 (100,0)	8 (25,1)
Fibra 1	4,0	4,0	4,0	4,0	4,0	2,5	5,0	3,1
Fibra 2	7,0	7,0	7,0	7,0	7,0	5,0	8,0	5,6
Fibra 3	15,2	15,2	15,2	15,2	15,2	9,5	27,5	9,1
Fibra 4	18,2	18,2	18,2	18,2	18,2	12,0	30,5	11,6
Fibra 5	24,7	24,7	24,7	24,7	24,7	16,5	50,0	15,1
Fibra 6	27,7	27,7	27,7	27,7	27,7	19,0	53,0	17,6
Fibra 7	34,2	34,2	34,2	34,2	34,2	23,5	72,5	21,1
Fibra 8	37,2	37,2	37,2	37,2	37,2	26,0	75,5	23,6
Fibra 9	45,0	45,0	45,0	45,0	45,0	30,5	95,0	—
Fibra 10	48,0	48,0	48,0	48,0	48,0	33,0	98,0	—

A seguir é apresentada uma série de fotografias de alguns bocais com ou sem a presença de fluxos de ar e água e com ou sem a presença de laser.

A figura 4.33 mostra o laser emergindo pelas fibras 9 e 10 da região A no bocal # 6. As fibras ópticas que eram fixadas nos microposicionadores situados na mesa óptica, como foi mostrado anteriormente, eram levadas desta até a câmara de exaustão, onde eram montados os bocais, através de três mangueiras de plástico transparentes, uma para cada região dos bocais a

serem exploradas. Na foto em questão pode-se ver claramente a mangueira que continha as dez fibras da região A. Observando através do visor montado no sistema de exaustão, somente era possível enxergar o laser quando este emergia pelas fibras 9 e 10 de cada uma das três regiões. Por tratar-se do bocal # 6, somente estão montados os conectores de pressão de P_M e P_2 .

Figura 4.33 Bocal # 6 sem fluxos de ar e água. Laser emergindo pelas fibras 9 e 10 da região A.

Na figura 4.34 é mostrado o bocal # 7 em funcionamento para uma condição de baixos níveis de pressão de suprimento de ar e água. Trata-se da mesma situação de escoamento com três tomadas em ângulos de visão diferentes. Nesta figura pode-se ver claramente o “spray” no plano de saída do bocal iluminado pelo laser. O brilho intenso em vermelho nesta região mostra a dispersão do laser através das gotas que preenchem todo o núcleo do “spray”. Este é um forte indicador de que o escoamento, pelo menos à saída do bocal, possui uma grande parcela de líquido presente na forma dispersa no núcleo do escoamento. Nestas fotos o laser emerge pelas fibras 9 e 10 da região B.

(a)

(b)

(c)

Figura 4.34 Bocal # 7 em funcionamento: três ângulos de visão diferentes da mesma situação, (a), (b) e (c). Laser emergindo pelas fibras 9 e 10 da região B.

O bocal # 4 em funcionamento é apresentado na figura 4.35 para baixos níveis de pressão de suprimento de ar e água. Nestas fotos é possível visualizar todo o esquema de fixação e montagem dos bocais na câmara de exaustão. Duas travessas da estrutura do sistema de exaustão serviam de apoio para duas barras de latão. Na extremidade dessas barras eram fixados os bocais, através das suas abas¹⁶. As mangueiras de ar e água eram presas aos respectivos bocais de alimentação através de abraçadeiras de aço inoxidável especialmente usinadas para este fim.

(a)

(b)

Figura 4.35 Bocal # 4 em funcionamento: (a) vista completa de todo o esquema de montagem do bocal na câmara de exaustão; e (b) Tomada mais próxima ao bocal. Laser emergindo pelas fibras 9 e 10 da região A.

O bocal # 7 em funcionamento mostrado na figura 4.34 é novamente apresentado na figura 4.36 em tomadas bem mais próximas ao duto de mistura. Nestas fotos ficam bem visíveis a montagem das tomadas de pressão neste duto e os pares de fibras ópticas de cada região, na figura 4.36a vê-se os cinco pares de fibras da região A e em 4.36b os cinco pares da região C.

(a)

(b)

Figura 4.36 Bocal # 7 em funcionamento: tomadas próximas ao duto de mistura do bocal.

Para ilustrar a influência da pressão de suprimento de ar no “sprays” a figura 4.37 apresenta duas fotos. Em 4.37a mostra-se um “spray” para $P_{a0} = 4,7$ bar e $W_c \approx 1000$ kg/h; e em 4.37b um “spray” para $P_{a0} = 10,7$ bar e $W_c \approx 1800$ kg/h. É evidente a maior quantidade de movimento ilustrada em 4.37b, onde pode-se ver muitas gotas retornando contra o fluxo principal após o

¹⁶ Cfr. Figura 4.31.

choque do “spray” contra o fundo da caixa de coleta. Para vazões de água maiores que a ilustrada em 4.37b fica muito difícil visualizar o “spray” com clareza.

Figura 4.37 “Sprays”: (a) $P_{a0} = 4,7$ bar; e (b) $P_{a0} = 10,7$ bar.

Finalmente, a figura 4.38 apresenta novamente o bocal # 7 em funcionamento. Nas duas fotos mostradas, a pressão de suprimento de ar é a mesma, 4,7 bar, mas em 4.37a a vazão mássica de água está em torno de 700 kg/h e em 4.38b aproximadamente 1200 kg/h. Vê-se claramente que o aumento da vazão mássica de água tende a aumentar o ângulo de saída do “spray”. Em 4.38b pode-se observar os três últimos pares de fibras da região B do bocal.

Figura 4.38 Bocal # 7 em funcionamento: detalhes do escoamento (“spray”) no plano de saída do bocal. (a) com laser emergindo pelas fibras 9 e 10 da região B; e (b) sem laser.

4.4 – Calibração do Sistema Óptico

Para a calibração de todo o sistema óptico, isto é, para se levantar a correlação entre a variação da amplitude do sinal refletido pela interface ar/água em função da espessura do filme de líquido (água), construiu-se o que se denominou de calibrador de fibras ópticas.

Trata-se de um recipiente semelhante a uma pequena piscina onde são bem conhecidos a largura e o comprimento (70 x 700 mm), e portanto a área da sua base. Utilizando-se de uma pipeta graduada de boa exatidão, colocava-se nele um volume conhecido de água. A espessura de filme dentro da piscina ficava assim determinada.

No fundo deste calibrador foram usinados 16 orifícios por onde eram inseridas as fibras ópticas. Para diminuir-se os efeitos da tensão superficial da água que dificultaria o espalhamento de toda água pela área do calibrador para pequenos volumes de água colocados, as pontas das fibras ópticas foram inseridas 3,23 mm acima da superfície do calibrador. Para garantir sempre esta medida foi usinado também um batente em aço ferramenta que possuía um rebaixo numa de suas pontas exatamente na medida acima citada (3,23 mm) e era fixado à superfície do calibrador durante a montagem das fibras. Pela parte inferior da superfície do calibrador foram inseridos e colados pequenos trechos de tubos capilares com diâmetro interno de 0,8 mm¹⁷ que serviam de guia para a inserção das fibras.

Depois de inseridas as fibras no calibrador e encostando suas pontas no batente estas eram fixadas na extremidade inferior dos tubos guia através de fitas de teflon¹⁸. Estas fitas além de fixarem as fibras também vedavam qualquer vazamento de água.

Colocando-se um volume de 158 ml de água, medido com uma pipeta graduada, o nível do filme de líquido atingia os 3,23 mm de altura. A partir deste ponto ia-se colocando quantidades de líquido que davam a espessura de filme desejada, medida a partir da ponta das fibras.

Após usinada, a superfície do calibrador obteve uma planicidade de 5 µm. Para o apoio do calibrador sobre a mesa óptica foram usinados três parafusos com passo de 0,5 mm que eram rosqueados por baixo do calibrador. Estes parafusos possuíam cabeça cilíndrica e superfície cônica e apoiavam-se sobre três esferas de aço. Por sua vez, estas esferas também ficavam apoiadas em três blocos de aço, num encaixe cônico. Os blocos foram necessários para obter-se uma adequada elevação do calibrador acima da mesa óptica de tal forma que as fibras inseridas pela sua superfície inferior não sofressem torções muito intensas, que poderiam danificá-las.

O nível do calibrador foi verificado e ajustado constantemente durante a calibração das fibras ópticas, utilizando para tanto um medidor de nível com resolução de 1 µm. Em caso de necessidade este nível era ajustado através dos parafusos acima descritos.

A figura 4.39 a seguir traz um desenho esquemático do calibrador acima descrito.

Para atenuar os efeitos de evaporação do filme de líquido¹⁹ durante a calibração, foi construída uma cavidade por onde circulava água. Esta água mantinha a superfície do calibrador na temperatura de bulbo úmido diminuindo-se assim os efeitos da evaporação.

O material empregado na usinagem deste dispositivo foi o aço carbono SAE 1020. Para evitar a oxidação todo o calibrador foi recoberto com uma película de 20 µm de níquel.

Fenomenologicamente, a medição da espessura de filme de líquido através do sistema óptico montado está baseada na lei de atenuação de Lambert. Tal lei especifica que a atenuação $-dI$ devido à absorção e ao espalhamento de um feixe de luz monocromático é proporcional a intensidade I e à espessura dl do meio (translúcido)²⁰.

$$-dI = k.I.dl \quad (4.1)$$

onde k é uma constante de proporcionalidade que envolve a absorção e o espalhamento, de um meio específico e depende do comprimento de onda da luz, λ : $k = k(\lambda)$. Como neste trabalho utilizou-se luz proveniente de um feixe de laser, o comprimento de onda é fixo e pode-se chamar este coeficiente somente de k .

¹⁷ O diâmetro das fibras ópticas utilizadas era de 0,75 mm.

¹⁸ O mesmo tipo de fita utilizada para vedação de roscas em conexões hidráulicas.

¹⁹ Deve-se ter em conta as espessuras de filme medidas são da ordem de centenas de microns.

²⁰ Toda a teoria de atenuação de um feixe de luz monocromático num meio translúcido pode ser encontrada em JENKINS, F. A.; WHITE, H. E. Fundamentals of Optics. 4.ed. New York, McGraw-Hill International, 1981.

Figura 4.39 Desenho esquemático do calibrador do sistema óptico: (a) vista superior; (b) vista lateral; (c) vista frontal; e (d) corte AA mostrando a cavidade por onde circula água de refrigeração.

A solução da equação (4.1) é dada por:

$$I = I_0 \cdot e^{-\int_0^l k \cdot dl} \Rightarrow I = I_0 \cdot e^{-k \cdot l} \quad (4.2)$$

Sendo I_0 o valor da intensidade da luz ao entrar num meio translúcido específico, a equação (4.2) permite conhecer o valor da intensidade da luz em qualquer posição l dentro deste meio, desde que se conheça a constante de proporcionalidade k .

No presente sistema óptico (vide figura 4.16), a maior parcela do laser proveniente da fibra óptica, ao passar pela espessura de filme e chegar à interface ar/água, atravessava esta interface sofrendo uma refração, e era perdida. A outra parcela, bem menor que a anterior, sofria reflexão na interface e retornava para a ponta da mesma fibra. Segundo Jenkins e White (1981), quando um raio de luz incide numa superfície plana com um ângulo de incidência normal a esta superfície, a amplitude relativa da luz refletida, proporcionalmente à luz incidente é dada por:

$$\frac{I_R}{I_I} = \left(\frac{\frac{n_1}{n_2} - 1}{\frac{n_1}{n_2} + 1} \right)^2 \quad (4.3)$$

onde I_R é a intensidade de luz refletida; I_I a intensidade de luz incidente; n_1 o índice de refração do meio incidente; e n_2 o índice de refração do meio emergente. No caso em questão, $n_1 = n_{\text{água}} = 1,333$ e $n_2 = n_{\text{ar}} = 1$. Aplicando esses valores na equação (4.3) obtêm-se como resultado que somente 2 % da luz incidente retorna à fibra óptica.

Quando este sinal de retorno chegava ao divisor de feixes, metade era perdido e a outra metade era então focada no fotodiodo. Some-se a essas perdas o fato de que o laser, durante toda a sua trajetória através dos instrumentos ópticos, antes de atingir as fibras ópticas, vai sofrendo

reflexões nas lentes e divisores de feixes, o que gera mais perdas. Além do que, só havia uma fonte de laser para alimentar dois sistemas ópticos iguais²¹. Ao final, a intensidade de luz que retornava ao fotodiodo era muito baixa, e somente conseguiu-se medi-la trabalhando-se com os amplificadores a 20 μ A de fundo de escala.

É evidente que para a aplicação da lei de atenuação descrita na eq. (4.2) seria necessário o conhecimento de I_0 do sinal de retorno na interface ar/água, ou seja, a amplitude da parcela refletida da radiação laser imediatamente próxima da interface, além de conhecer-se também o valor de k . Na verdade, optou-se por calcular experimentalmente os valores dessas constantes.

O sinal que os fotodiodos enviavam eram amplificados, independentemente do fundo de escala escolhido, para a escala de 0 a 2 V e enviados ao osciloscópio. O que se fez para calibração foi relacionar este último sinal, em Volts²², à espessura conhecida colocada no calibrador. Uma vez conhecidos os valores dos sinais e das respectivas espessuras, traçava-se uma curva de tendência do tipo exponencial entre os pontos, obtendo-se como resultado final uma correlação do tipo mostrada na eq. (4.2). De maneira geral essas correlações assumiram a seguinte forma final:

$$S_{\text{osciloscópio}} = C_1 \cdot e^{I_f \cdot C_2} \quad (4.4)$$

onde C_1 e C_2 eram constantes experimentais a serem determinadas; o sinal lido no osciloscópio, $S_{\text{osciloscópio}}$, foi medido em mV e a espessura média do filme de líquido, I_f , expressada em μ m.

A princípio pensava-se que ao realizar este procedimento para algumas fibras, poder-se-ia estabelecer uma curva de calibração média para todas as fibras que seriam utilizadas²³. Não foi isso o que ocorreu na prática.

Verificou-se que a dispersão entre os pontos lidos para uma mesma espessura de filme colocada no calibrador era relativamente alta de uma fibra para a outra. Verificou-se também uma dependência do canal utilizado, isto é, conforme pode ser visto na figura 4.16, há dois conjuntos de divisor de feixes, lentes microscópicas objetivas, microposicionador e fotodiodo, constituindo assim o que se denominou de Canal 1 e Canal 2. O primeiro constituído pelo conjunto que recebia o feixe de laser transmitido pelo primeiro divisor de feixes²⁴; o segundo pelo conjunto que recebia o feixe de laser refletido no primeiro divisor de feixes.

Para exemplificar o que ocorreu, a seguir são apresentados dois gráficos de calibração, construídos a partir de ensaios no calibrador. Os gráficos, mostrados na figura 4.41, apresentam os resultados de calibração para uma fibra óptica, tomada aleatoriamente do lote que foi adquirido. Antes é preciso fazer alguns esclarecimentos.

A legenda utilizada nestes gráficos refere-se a duas variáveis do sistema óptico, a saber: o posicionamento da fibra óptica no canal 1 ou no canal 2 do sistema; e a mobilidade da fibra do microposicionador, designada por “fixa” ou “móvel”. O significado da palavra “móvel” aqui empregado refere-se à situação na qual a fibra óptica, para cada valor de espessura de filme colocada no calibrador, era retirada e reposicionada no correspondente microposicionador, sem

²¹ Conforme foi descrito no item 4.2.2, o conjunto placa de $\frac{1}{2}\lambda$ e primeiro divisor de feixes polarizador foi combinado de tal forma a obter-se a divisão do feixe de laser incidente em dois feixes emergentes de igual amplitude. Isso foi feito girando a placa de $\frac{1}{2}\lambda$ e medindo-se após o divisor de feixes, através de dois fotodiodos, a amplitude dos sinais emergentes. Deve-se esclarecer também que, após a divisão do feixe em duas parcelas de igual amplitude, cada uma delas ao atingir os próximos divisores de feixes polarizadores estavam aptas somente à transmissão no divisor de feixes do canal 1 (divisor que recebia a parcela transmitida do primeiro divisor) e somente à reflexão no divisor de feixes do canal 2 (divisor que recebia a parcela refletida do primeiro divisor). Isso se deve ao fato de que o laser utilizado era polarizado. Essa característica auxiliou na diminuição das perdas, porque ao atingir os dois próximos divisores de feixes praticamente não havia perdas por reflexão e transmissão nos divisores de feixes do canal 1 e 2, respectivamente, e quase toda potência de cada feixe penetrava nas fibras ópticas. Mas, ao entrar nas fibras ópticas os feixes de laser perdiam a polarização, pois as fibras utilizadas não possuíam a característica de conservar a polarização. Isso implicava que, ao retornar os sinais, devido à reflexão na interface ar/água do filme de líquido, ao chegarem ao respectivos divisores de feixes, exatamente por não mais possuírem polarização, tais sinais eram divididos em 50 % de transmissão e 50 % de reflexão. Além dos sinais de retorno serem baixos, como já foi apontado, somente 50 % da amplitude do sinal que era refletida na interface do filme atingia os fotodiodos!

²² Na verdade, trabalhou-se com o sinal em mV, para obter-se maior precisão nas medidas.

²³ Os bocais # 1 a # 7 empregaram 30 fibras cada e o bocal # 4, 23 fibras, totalizando 233 fibras ópticas utilizadas.

²⁴ Chamou-se de primeiro divisor de feixes ao divisor de feixes que o laser atingia após passar pela placa de $\frac{1}{2}\lambda$.

mudá-la de canal. Quanto à palavra “fixa”, refere-se a situação na qual manteve-se fixada a fibra óptica no microposicionador enquanto variava-se a espessura de filme no calibrador.

Era muito importante o estudo prévio tanto desta mobilidade como da influência do canal, dado que se dispunha de somente dois canais e cada bocal a ser ensaiado possuiria 30 fibras ópticas a serem analisadas, para cada situação do escoamento no interior do bocal.

Quanto à mobilidade, fica patente que, cada uma das 30 fibras fixadas nos bocais, seriam retiradas e reposicionadas continuamente durante os futuros ensaios. Outro fator importante, referente a esta mobilidade, era a distância das pontas das fibras à lente microscópica objetiva que focava o laser na ponta delas. Essa distância deveria coincidir com a distância focal da lente, para assim ser garantido que toda a amplitude do laser incidente na ponta da fibra fosse transmitida integralmente para o interior desta. É evidente que, como essas fibras seriam posicionadas manualmente nos microposicionadores, apesar de tomados todos os cuidados, nem sempre seria possível colocá-las exatamente na distância focal da lente. Neste sentido, alguns cuidados foram tomados. O dispositivo que fixava as fibras ópticas no microposicionador, composto por uma ranhura em V e dois botões magnéticos (vide figura 4.23) foi fixado no microposicionador de tal forma que sua face voltada para a lente microscópica objetiva estivesse exatamente na distância focal da lente. Ao colocar-se uma fibra óptica neste dispositivo procurou-se que a ponta desta fibra tangenciasse a referida face deste dispositivo. A figura 4.40 ilustra este posicionamento. Nesta figura, f é a distância focal da lente (6,8 mm).

Figura 4.40 Esquema de fixação das fibras ópticas nos microposicionadores.

Quanto à influência do canal, também era importante seu estudo prévio porque, por mais que se tenha tomado cuidado ao dividir a intensidade do laser após o primeiro divisor de feixes em duas parcelas de igual intensidade, a amplitude do sinal de retorno aos fotodiodos, como já foi dito, era medida utilizando-se 20 μ A como fundo de escala nos amplificadores, enquanto que ao dividir-se o laser no primeiro divisor de feixes utilizou-se 20 mA como fundo de escala, ou seja, um sinal 1000 vezes mais intenso que o anterior. Os amplificadores, tanto com fundo de escala de 20 μ A, como com 20 mA, apresentavam uma resolução de até duas casas após a vírgula. Logo, igualando dois sinais no fundo de escala de 20 mA, aquela casa que seria a terceira após a vírgula permaneceria desconhecida e podia causar diferenças. Outra característica que influenciava na escolha dos canais referia-se ao alinhamento do feixe de laser em cada um dos canais. Também aqui, como no caso anterior, o ajuste do alinhamento foi feito manual e visualmente, o que introduz erros, e pode, como de fato ocorreu, levar a diferenças de comportamento em termos de amplitudes dos sinais nos dois canais.

Figura 4.41a Dispersão de valores medidos com o calibrador de fibras ópticas em função do canal de aquisição para uma fibra móvel no microposicionador.

Figura 4.41b Dispersão de valores medidos com o calibrador de fibras ópticas em função do canal de aquisição para uma fibra fixa no microposicionador.

Como pode ser visto na figura 4.41, em cada um dos quatro casos de analisados, isto é, fibra fixa ou móvel no microposicionador e sinais aquisitados através do canal 1 ou do canal 2, foram tomados três pontos para a mesma espessura de filme. Os resultados indicam que a influência do canal era muito mais significativa que a mobilidade das fibras no microposicionador. Portanto, a influência da mobilidade não era tão significativa quanto se esperava, frente a variação dos sinais lidos em função do canal de aquisição.

Evidentemente, o método de análise ilustrado na figura 4.41 foi repetido para muitas outras fibras do lote original²⁵. Num total, neste fase de estudo, foram testadas 40 fibras ópticas. Invariavelmente, todas apresentaram idêntico comportamento, exceto para o fato de que, para o mesmo valor de espessura de filme, havia também uma significativa diferença no valor do sinal, mas que mantinha-se constante para aquela fibra.

²⁵ Os resultados apresentados na figura 4.41 referem-se a uma única fibra óptica.

Concluindo, o sinal aqisitado era fortemente influenciado tanto pela fibra que se estava testando, como pelo canal em que se realizava tal aquisição.

Para diminuir, dentro das possibilidades que se dispunha, a dispersão dos valores medidos decidiu-se que:

1. Todas a fibras que seriam utilizadas nos bocais seriam calibradas uma a uma no calibrador de fibras ópticas. Isto gerou 233 curvas específicas de calibração;
2. Cada fibra, ao ser calibrada, permaneceria fixa no microposicionador, já que o fato da mobilidade não pesava tanto nos resultados. Com a fibra fixa diminuía-se, um pouco, o trabalho de calibração;
3. Como cada bocal utilizaria um número significativo de fibras, 30 para cada um dos bocais # 1 a # 7, e 23 para o bocal # 8, numeraram-se para cada bocal as fibras a serem utilizadas e fez-se a calibração das fibras ímpares no canal 1 e das fibras pares no canal 2. Isto reduzia a dispersão dos resultados devido ao canal de aquisição. No momento de aqisitar os sinais com as fibras fixas nos bocais, os sinais das fibras ímpares e pares sempre foram lidos nos canais 1 e 2, respectivamente; e
4. No processo de calibração de cada fibra, foram tomados três pontos para a mesma espessura de filme, mas em momentos diferentes, ou seja, com o calibrador vazio, ia-se acrescentando água no volume que resultaria na espessura desejada até o último valor procurado. Num segundo momento ia-se retirando, com a mesma pipeta o volume de água e retrocedendo nos pontos de calibração. Finalmente, colocava-se água novamente, nas medidas preestabelecidas e seguia-se o processo de calibração original.

A figura 4.42 apresenta uma curva de calibração típica levantada para uma das 233 fibra utilizadas segundo os quatro procedimentos acima indicados.

Figura 4.42 Curva de calibração típica para fibras ópticas.

Como pode-se observar na figura 4.42, a curva de calibração apresenta uma concordância excelente com os resultados experimentais. Para todas as 233 fibras calibradas, o valor de R^2 sempre esteve acima de 99 %. Em apenas quatro fibras este valor ficou entre 94 % e 95 %. Mas para cada fibra os valores das constantes C_1 e C_2 [vide eq. (4.4)] foram diferentes. No Apêndice B são apresentadas, de forma tabelada, todas as 233 correlações, correspondentes às curvas de calibração das fibras ópticas utilizadas.

Algumas explicações para este fenômeno podem ser dadas pelo fato de que o material²⁶ que compõe estas fibras não era perfeitamente isotrópico. Uma segunda explicação seria a qualidade de acabamento superficial das pontas das fibras. Segundo Cancellieri e Ravaioli (1984), o ângulo máximo de inclinação das pontas das fibras não deve exceder a 1°, caso contrário pode-se observar diferenças de comportamento entre fibras, pois a luz, ao emergir pela superfície de um meio sólido translúcido o faz no sentido e direção da normal desta superfície. Todas as fibras utilizadas tiveram suas pontas polidas por uma empresa especializada.

Outra hipótese que poderia ser levantada diz respeito às perdas por absorção no interior das fibras. Segundo Giozza *et al.* (1991), para fibras curtas²⁷, as perdas por curvaturas das fibras é que podem ser responsáveis por alterações nos sinais. Segundo esses autores, existe um raio de curvatura crítico a partir do qual as perdas por curvaturas passam a ser muito importantes. Essa condição é dada por:

$$R_{\text{crítico}} \cong \frac{3 \cdot n_{\text{núcleo}}^2 \cdot l}{4 \cdot p \cdot (n_{\text{núcleo}}^2 - n_{\text{casca}}^2)^{3/2}} \quad (4.5)$$

onde, $R_{\text{crítico}}$ é o raio de curvatura crítico; $n_{\text{núcleo}}$ o índice de refração do núcleo da fibra; n_{casca} o índice de refração da casca da fibra; e λ o comprimento de onda do feixe monocromático. Para a fibra utilizada, $n_{\text{núcleo}} = 1,492$, $n_{\text{casca}} = 1,405$ e $\lambda = 632,8$ nm. Substituindo esses valores na equação (4.5) obtêm-se um valor de 2657,75 nm, ou aproximadamente 2,7 μm . Valor este muito baixo e que com certeza jamais foi imposto às fibras durante as calibrações e/ou testes dos bocais.

Durante as fases de calibração e testes dos bocais, verificou-se, visualmente, pequenos pontos luminosos na superfície das fibras. Se eram pontos visíveis, significa que ali estava ocorrendo fuga de luz e portanto poderiam também estar contribuindo para essas diferenças de valores de calibração de fibra para fibra. Estes pontos luminosos se explicam pela presença de micro trincas nas fibras [Giozza *et al.* (1991)]. Cabe acrescentar que a densidade de tais pontos luminosos era bem baixa, e muitas fibras não os apresentavam.

Finalmente, toda fibra óptica possui como característica uma atenuação do sinal quanto à distância. Para as fibras ópticas utilizadas esse valor correspondia a 0,7 dB/m²⁸. Mas esta hipótese também deve ser descartada, dado que todas as fibras utilizadas possuíam igual comprimento: 3,8m.

Logo, as hipóteses referentes aos ângulos de inclinação da superfície e provável anisotropia do material parecem ser as mais relevantes. E a terceira, referente às micro trincas, também deve ser levada em consideração.

Concluindo, embora tenham ocorrido diferenças significativas nos valores das constantes C_1 e C_2 das curvas de calibração levantadas, a mesma fibra em diversas ocasiões que se pode constatar, sempre apresentou o mesmo comportamento. Portanto, embora as curvas de calibração sejam diferentes, os resultados não podem estar influenciados por essas diferenças, uma vez que se conhecia a curva de calibração para cada fibra que foi utilizada. Volta-se a insistir que tais perdas mostraram-se significativas frente à baixa amplitude do sinal que deveria ser lido. Caso contrário não influenciariam demasiado nos resultados. Esses e outros dados serão novamente discutidos no item sobre incertezas das medições, ainda neste capítulo.

Finalmente fez-se uma verificação do limite de extensão das correlações levantadas. Na figura 4.42, o valor máximo de espessura de filme medido foi de 1430 μm . Para 20 fibras calibradas do total de 233, estendeu-se as medições até 2660 μm , e comparou-se os resultados medidos e previstos pelas correlações levantadas até 1430 μm . A maior diferença encontrada foi de 6 %. Portanto assumiu-se como intervalo de aplicabilidade para as correlações levantadas à faixa **200 μm < l_f < 2600 μm** . Para cada correlação levantada, a estes dois limites de espessura correspondiam

²⁶ Os materiais que compunham estas fibras ópticas eram: polímero “fluorad” para a casca e PMMA (“polymethyl-methacrylate”) para o núcleo. Outros dados de interesse: Abertura numérica = 0,5; e Ângulo de aceitação = 60° [Dados fornecidos pelo Fabricante].

²⁷ As fibras utilizadas mediam 3,8 m de comprimento.

²⁸ Este dado mais os referentes aos índices de refração foram fornecidos pelo fabricante das fibras ópticas utilizadas.

outros dois limites de sinal, em [mV], os quais foram designados, limite inferior, LI , àquele correspondente a $2600\text{ }\mu\text{m}$, e limite superior, LS , àquele correspondente a $200\text{ }\mu\text{m}$. Os valores de LI e LS para cada correlação são apresentados no Apêndice B.

A seguir são mostradas algumas fotos do calibrador de fibras ópticas juntamente com algumas fibras e instrumentos ópticos.

Na figura 4.43 pode-se observar o circuito do feixe de laser até a conexão com as fibras ópticas e depois estas sobre a mesa óptica dirigindo-se até o calibrador (linhas em vermelho).

Figura 4.43 Mesa com calibrador de fibras, fibras e instrumentos ópticos.

A mesma montagem ilustrada na figura 4.43 é mostrada na figura 4.44 a partir de um outro ângulo visual. Nesta segunda figura é possível distinguir a saída do laser pelas pontas das fibras ópticas fixadas no calibrador e o osciloscópio, utilizado para a aquisição dos sinais, no fundo à direita.

Figura 4.44 Mesa com osciloscópio, calibrador de fibras, fibras e instrumentos ópticos.

A terceira e última foto, mostrada na figura 4.45, apresenta em detalhe duas fibras ópticas inseridas fixadas no calibrador. Nesta foto também pode-se ver o esquema de sustentação do

calibrador através do conjunto parafuso, esfera e bloco de apoio, além do batente, ou paredes laterais do calibrador, que foram parafusados no corpo principal e vedados nas juntas com silicone durante sua montagem²⁹.

Figura 4.45 Detalhe das fibras ópticas no calibrador.

Antes de terminar este item sobre calibração do sistema óptico é preciso comentar mais uma característica e um detalhe.

A característica a ser comentada diz respeito ao que se chamou “offset” dos canais ópticos. Uma pequena parcela das reflexões que o feixe de laser gerava ao passar pelos instrumentos ópticos sempre acabava chegando aos fotodiodos, o que não deixava de ser uma propriedade intrínseca do próprio sistema utilizado. Analisando a trajetória do laser, mostrada na figura 4.16, pode-se verificar que, quando este feixe atinge as lentes microscópicas objetivas montadas nos microposicionadores, havia uma pequena reflexão em cada uma destas lentes, que ao retornar aos divisores de feixes mais próximos, metade do sinal os atravessa e a outra metade era desviada para os fotodiodos. Outras reflexões como estas que ocorriam em todo o sistema, também contribuíam somando-se a esta, embora fossem bem menores se comparadas à primeira. Esta característica ilustra o quão baixo era o sinal de retorno das fibras ópticas que se deveria medir para a medição da espessura de filme, pois ambos eram medidos no mesmo fundo de escala do amplificador (20 μ A).

Em média os valores desses “offsets”, lidos no osciloscópio, foram de 349 mV no canal 1 e 128 mV no canal 2. Em todas as calibrações realizadas para as 233 fibras utilizadas, estes dois valores foram anotados. Quando eram montadas as curvas de calibração para as fibras esses valores eram excluídos dos valores dos sinais, de modo a obter-se uma curva de calibração cujos valores se referiam única e exclusivamente ao efeito da variação da espessura de filme. Os resultados apresentados, por exemplo, nas figuras 4.41 e 4.42, referem-se a valores cujos “offsets” de cada canal já foram excluídos dos valores totais dos sinais.

O detalhe do sistema óptico que se deseja comentar refere-se à estabilidade da cavidade emissora do feixe de laser, ou simplesmente, fonte de laser. Ao ligar-se esta fonte era necessário esperar aproximadamente 30 minutos para que o laser atingisse sua intensidade máxima. Isto foi estudado colocando-se um fotodiodo logo à saída da fonte do laser. Monitorou-se a intensidade lida,

²⁹ Esses batentes, tal como o corpo principal do calibrador, foram também recobertos com níquel. A vedação por silicone não alterou as dimensões do calibrador, uma vez que, depois de a fixados os batentes e secado o silicone, todo o excesso deste material foi cuidadosamente retirado com um estilete.

em [mA], desde o momento em que se ligava a fonte até que o valor desta intensidade não mais se alterava. Repetiu-se este procedimento 5 vezes, em dias diferentes, e verificou-se diferenças de intensidades na segunda casa centesimal dos valores medidos³⁰. Esta pequena diferença refletia-se no valor dos “offsets” dos canais, por isso foi dito acima os valores médios desses “offsets”. Durante toda a fase de calibração das fibras e testes com os bocais nebulizadores os desvios padrão desses offsets foram de 15 mV para o canal 1 e 5 mV para o canal 2. Volta-se a insistir que tal variação não influenciou nos resultados, seja das curvas de calibração, seja das medidas de espessura nos bocais nebulizadores, pois esses valores de *offsets* sempre foram anotados e descontados dos sinais aqisitados. A figura 4.46 reproduz uma curva de estabilidade típica levantada para a fonte de laser utilizada.

Figura 4.46 Curva de estabilidade para a fonte emissora de laser.

4.5 – Medições Ópticas nos Bocais Nebulizadores do Tipo *Y-Jet*

Neste item pretende-se apresentar como foram feitas as medições de espessura média local de filme de líquido e velocidade das perturbações (ou ondas) na interface ar/água do escoamento no interior dos bocais nebulizadores do tipo *Y-Jet* testados.

Conforme mencionado no item anterior, as medições feitas com as fibras nos bocais sempre obedeceram a imposição de se ler os sinais das fibras ímpares no canal 1 e das pares no canal 2. Durante os testes começava-se por explorar a região A dos bocais, ao término desta, partia-se para a medição das fibras que estavam na região B, e por fim às fibras da região C, sempre no sentido do ponto de mistura ao plano de saída do bocal. As fibras eram colocadas aos pares no sistema óptico e procedia-se à aquisição dos dois sinais provenientes dos canais 1 e 2 no osciloscópio. Como já foi dito, o osciloscópio utilizado possuía um módulo de comunicação com o microcomputador, onde os dados aqisitados eram gravados.

4.5.1 – Medição da Espessura Média Local de Filme de Líquido no Interior dos Bocais Nebulizadores

³⁰ Esta característica da fonte de laser estabilizar em patamares ligeiramente diferentes é intrínseca ao aparelho, segundo informações do fabricante.

Antes dos testes propriamente ditos, fez-se um estudo prévio de quais seriam os melhores valores da divisão vertical e taxa de aquisição a serem utilizados no osciloscópio. Verificou-se que a divisão vertical de 100 mV e a horizontal de 50 ms eram as melhores para a visualização e aquisição dos sinais. A figura 4.47 apresenta uma tela típica do osciloscópio durante a aquisição dos sinais.

Figura 4.47 Tela típica do osciloscópio durante aquisição dos sinais.

Como já foi dito no item 4.2.2, os sinais do presente sistema óptico só têm significado físico (vide figura 4.17), quando são provenientes de picos ou vales da interface ar/água, ou seja, somente quando a reflexão nesta interface é normal. Para justificar esta afirmação, tome-se como exemplo ilustrativo o esquema apresentado na figura 4.48.

Figura 4.48 Relação de formas entre interface ar/água e amplitude do sinal correspondente.

A figura 4.48 apresenta a relação entre as formas de uma suposta interface ar/água, ondulada, e da amplitude do sinal correspondente. Os picos da onda atenuam mais o sinal por estarem mais distantes da ponta da fibra óptica, isto é, por causa da maior espessura de filme. Por outro lado os vales, por estarem mais próximos da ponta da fibra, têm um sinal correspondente maior. Diversas referências, tais como Wallis (1969) e Hewitt e Hall-Taylor (1970), descrevem com um formato ondulado a interface gás/líquido em escoamentos anulares dispersos. Embora, como é

lógico, para altas velocidades de ambas as fases como é o caso do fenômeno aqui estudado, este formato somente assemelha-se a uma onda, pois sua verdadeira forma é bastante irregular. O formato dos sinais ilustrados na figura 4.46 refletem bem esta irregularidade de formas da interface. Para melhor ser visualizado este fenômeno, a figura 4.49 a seguir apresenta o sinal do canal 1 da figura 4.47 em divisões horizontal e vertical menores.

Figura 4.49 Formato de um sinal obtido para medida de espessura local de filme de líquido. Divisões horizontal e vertical indicadas da própria figura.

Portanto, para a medição da espessura local de filme de líquido, só se deve levar em consideração os valores dos picos da curva adquirida, pois todos os outros valores não possuem significado para este tipo de medição. Os demais valores que não sejam picos dos sinais referem-se a reflexões nas bordas ascendentes e descendentes das formas grosseiramente onduladas da interface, bem como sinais de reflexão de laser no núcleo do escoamento, constituído de alta densidade de gotas (vide figura 4.38a, por exemplo).

O sistema de aquisição dos sinais através do módulo de comunicação entre o osciloscópio e o microcomputador permitia gravar não só a tela do osciloscópio, mas também as curvas em função do tempo de forma tabelada. Independentemente da divisão horizontal utilizada, esta tabela apresentava sempre 2500 pontos. O intervalo de tempo entre um ponto e o seguinte dependia da divisão horizontal que se escolhia. Como pode ser visto na figura 4.47, há dez divisões horizontais de 50 ms cada o que totaliza 500 ms (ou 0,5 s) de aquisição. Como eram gravados 2500 pontos, o intervalo de tempo entre um ponto e o seguinte era igual a 200 μ s. Essa tabela de dados equivalia a uma matriz 2500 x 3 (onde as três colunas eram: tempo, sinal no canal 1 e sinal no canal 2).

Essa tabela era utilizada como dado de entrada num programa, compilado em Turbo Pascal 7.0, para o cálculo da espessura média local de filme de líquido. Basicamente, os passos que foram montados neste programa eram:

1. Lia-se os 2500 pontos de cada canal e excluía-se todos os pontos que não eram picos. Isto era feito analisando a mudança de sinal na derivada da curva. Só eram considerados pontos úteis, ou seja, picos ao pontos onde antes destes o sinal da derivada era positivo e após estes negativo;
2. Uma vez selecionados os picos, estes eram ordenados em forma decrescente de valor num formato de duas colunas para cada canal: a primeira com o número de vezes que ocorria o valor do pico que por sua vez apresentava-se na segunda coluna;
3. Aplicava-se então os limites inferior e superior, LI e LS respectivamente, da correlação correspondente à curva de calibração dos sinais da fibra que estavam sendo analisados. Todos os valores que ocorriam fora desta faixa eram desprezados;

4. Para os valores que ocorreram dentro da faixa limitada por LI e LS , o procedimento era o seguinte: contava-se quantos pontos havia, se este número de pontos fosse maior ou igual a 10 selecionava-se somente os dez maiores³¹, caso este número fosse inferior a 10 consideravam-se todos os picos que haviam chegado a este estágio. Finalmente, houve casos em que nenhum pico conseguiu atingir este estágio. Simplesmente, para casos como estes, não foi possível calcular a espessura do filme de líquido, embora sublinhe-se que foram raros tais casos; e
5. Uma vez selecionados os picos e seus respectivos números de ocorrência aplicava-se a correlação correspondente. Somente após calculados os valores de espessura correspondentes a estes picos selecionados calculava-se a média ponderada destes valores, utilizando-se como pesos o número de ocorrência de cada pico. O resultado final é que foi chamado de Espessura Média Local de Filme de Líquido.

Alguns comentários devem ser feitos relativos a alguns passos do programa descritos acima.

No passo de número 1, excluía-se todos os valores que não eram picos pelos motivos anteriormente apontados.

No passo de número 4, buscava-se os 10 maiores picos pelo seguinte motivo, que pode ser entendido observando-se a figura 4.49. Nesta figura nota-se picos notavelmente grandes e salientes e picos pequenos, algumas vezes amontoados em grupos. Os salientes são os de significado físico, os menores são produto de qualquer tipo de sinal de reflexão que tenha chegado à ponta da fibra. Muitas vezes a quantidade de pontos que atingiam o passo número 4 era consideravelmente elevada, e escolhendo-se um número limitado de pontos, no caso os dez maiores, diminui-se consideravelmente a probabilidade de se trabalhar com valores de sinais que não tenham significado físico.

Para entender melhor essa questão utilizou-se do gráfico, fictício, do sinal em função do tempo mostrado na figura 4.50. Nesta figura está traçado o que seria um trecho de um sinal adquirido. Sobre este gráfico foram traçados os limites inferior, LI , e superior, LS , da suposta correlação correspondente à fibra através da qual se teria adquirido o sinal mostrado. Embora ocorram muitos picos dentro desta faixa, nem todos possuem significado físico porque picos muito próximos do limite inferior podem ter ocorrido por dois motivos: 1) picos realmente provenientes de um vale ou um pico da interface; ou 2) provenientes de uma “roll wave”. Uma “roll wave” é um padrão de ondas constantemente encontrado em escoamentos anulares dispersos com entranhamento [Wallis (1969) e Hewitt e Hall-Taylor (1970)], e são representadas na figura 4.50. Em muitos casos uma “roll wave” pode atingir dimensões várias vezes maior que a espessura média do filme de líquido [Hewitt e Hall-Taylor (1970)]. Dadas as dimensões dos diâmetros dos dutos de mistura construídos, $10\text{ mm} < d_m < 12\text{ mm}$, se fossem considerados os pontos muito próximos do limite inferior, a tendência³² do valor final para a espessura média calculada resultava em torno de 2000 a 2600 μm . Os resultados de Andreussi *et al.* (1994)³³ mostram que a relação entre a espessura média do filme de líquido e o diâmetro do duto de mistura, l_f/d_m , tem um valor máximo em torno de 0,11. Calculando esta relação para os valores de espessura de filme acima indicados, o valor de l_f/d_m resultaria na faixa de 0,17 a 0,26. Dados esses valores, para que de alguma maneira se pudesse estar considerando, com maior probabilidade de acerto, somente os picos dos sinais que se referiam a vales ou picos da interface, utilizou-se os 10 maiores picos dos sinais. A figura 4.50 mostra o que representaria esta escolha num caso idealizado onde se escolheria os 6 maiores picos (em verde), os demais picos (em vermelho) seriam desprezados. A linha divisória, LD , representaria o limite inferior dos pontos fisicamente coerentes e sua posição seria variável em função da fibra considerada e sua correspondente correlação. É evidente que ocorreram alguns casos onde os únicos

³¹ Muitas vezes ocorreu de serem escolhidos mais de 10 picos, quando a soma dos números de picos de mesmo valor impossibilitava de se escolherem exatamente 10, como no seguinte exemplo fictício: 2 picos de 567 mV, 1 pico de 565 mV, 3 picos de 564 mV, e 5 picos de 562 mV. Se somados resultam 11 picos, se excluído o último, 6 picos. Exemplos como esse ocorreram nas mais diversas combinações.

³² Foram feitos, previamente, muitos cálculos considerando-se todos os valores de picos dentro da faixa compreendida por LI e LS .

³³ Além do presente trabalho, este é o único trabalho encontrado sobre medição de espessura de filme de líquido no interior de bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet”.

picos encontrados para os sinais estavam muito próximos do LI . Nestes casos não havia o que fazer senão calcular as correspondentes espessuras. São geralmente os casos onde ocorriam menos de 10 picos ao chegar ao passo 4 do programa de cálculo de espessura.

Figura 4.50 Representação fictícia de um sinal proveniente de uma fibra óptica com os respectivos limites inferior, LI , e superior, LS . Também ilustra o padrão esperado da forma da interface.

4.5.2 – Medição da Velocidade das Perturbações na Interface Ar/Água no Interior dos Bocais Nebulizadores

Assim como para a medição da espessura média local de filme de líquido, aqui também foi realizado um estudo prévio para determinação das melhores divisão vertical e taxa de aquisição do osciloscópio sobre as quais seriam aquisitados os sinais para a determinação da velocidade das perturbações na interface. Os valores encontrados foram de 100 mV e 2,5 ms para as divisões vertical e horizontal, respectivamente.

As perturbações que aqui se tratam são uma série de sobreposições de ondas que ocorrem na interface gás/líquido quando os regimes de escoamento são do tipo anular e anular-disperso. Tais perturbações, como apontado no item anterior, são principalmente as *roll waves*. Podem também ocorrer as chamadas “ripple waves” que são ondas de menores amplitudes sobrepostas à interface que assemelham-se a um enrugamento desta superfície. Num escoamento bifásico do tipo anular-disperso, essas ondas mais os fenômenos de entranhamento e de deposição de gotas na interface misturam-se e constituem um só fenômeno que aqui é chamado de perturbação na interface ar/água.

A figura 4.51 mostra uma tela típica de aquisição no osciloscópio durante medições deste fenômeno.

Figura 4.51 Tela típica de aquisição via osciloscópio para medição da velocidade das perturbações na interface ar/água.

Na figura 4.51 são apresentados os sinais dos canais 1 (superior) e 2 (inferior). Conforme foi explicado no item 4.2.2 (vide figura 4.16), nesta figura pode-se notar uma grande semelhança entre os dois sinais. Embora semelhantes na forma não o são quanto ao posicionamento, pois o sinal do canal 2 está atrasado em relação ao do canal 1, posto que, na direção em que se desenvolvia o escoamento, a fibra conectada ao canal 2 estava posicionada depois da fibra conectada ao canal 1. A figura 4.52 apresenta somente um trecho da tela mostrada na figura 4.51. Também nesta figura foram aproximados os sinais de ambos os canais para facilitar a visualização do atraso do sinal do canal 2 (inferior) em relação ao sinal do canal 1 (superior).

Figura 4.52 Ilustração típica do atraso do sinal do canal 2 (inferior) em relação ao sinal do canal 1 (superior).

A teoria na qual se baseia o cálculo do atraso de um sinal em relação ao outro pode ser encontrada em Reis (1999). Esta teoria baseia-se na técnica de “Cross-Correlation Velocimetry” (CCV), que consiste na hipótese de que as estruturas presentes num escoamento podem ser consideradas como congeladas em curtos períodos de espaço e tempo. Esta hipótese é razoável no presente caso porque a distância entre as fibras para a medição dessas velocidades de perturbações não ultrapassavam 3 mm e o tempo que o escoamento levava de uma fibra à outra era também

pequeno dados os níveis de velocidade envolvidos. De posse deste tempo de atraso e conhecendo-se a distância entre as duas fibras pode-se determinar a velocidade média das perturbações naquele trecho do escoamento.

Considere dois sinais, x_1 (referente ao canal 1) e x_2 (referente ao canal 2), conforme ilustrados na figura 4.51. A função de correlação dos sinais é dada por:

$$R_{X_1X_2} = \lim_{t_s \rightarrow \infty} \frac{1}{t_s} \int_0^{t_s} X_1(t) \cdot X_2(t+t') \cdot dt \quad (4.6)$$

onde t é o tempo; t_s o tempo de amostragem³⁴; t' o intervalo de tempo entre dois pontos consecutivos dos sinais³⁵; X_1 e X_2 as componentes das flutuações dos sinais, ou seja,

$$X_{1,i} = x_{1,i} - \bar{x}_1 \quad (4.7a)$$

$$X_{2,i} = x_{2,i} - \bar{x}_2 \quad (4.7b)$$

onde $\bar{x}_1$ e $\bar{x}_2$ são as médias dos sinais dos canais 1 e 2, respectivamente. Na eq. (4.7), $i = 1, 2, \dots, N$, com $N = 2500$ neste trabalho.

Como os tempos de aquisição eram finitos, a função de correlação da eq. (4.6) foi normalizada e discretizada para a eliminação das variações das amplitudes dos sinais resultantes da dissipação de energia através dos vórtices de uma fibra para a outra. Tal procedimento, que gerava o chamado coeficiente de correlação, $\rho_{X_1X_2}$, é dada por:

$$\rho_{X_1X_2} = \frac{\frac{1}{N-m} \cdot \sum_{i=1}^{N-m} X_{1,i} \cdot X_{2,i+m}}{\sqrt{\frac{1}{N-m} \cdot \sum_{i=1}^{N-m} X_{1,i}^2} \cdot \sqrt{\frac{1}{N-m} \cdot \sum_{i=m}^N X_{2,i}^2}} \quad (4.8)$$

onde m é o número de pontos atrasados do sinal 2 em relação ao sinal 1. A eq. (4.8) pode ser simplificada e o resultado final é:

$$\rho_{X_1X_2} = \frac{\sum_{i=1}^{N-m} X_{1,i} \cdot X_{2,i+m}}{\sqrt{\sum_{i=1}^{N-m} X_{1,i}^2} \cdot \sqrt{\sum_{i=m}^N X_{2,i}^2}} \quad (4.9)$$

Desta maneira, foi escrito e compilado um programa em Turbo Pascal 7.0 que, de posse dos sinais dos canais 1 e 2, aplicava um atraso ao sinal 2 e calculava o coeficiente de correlação, $\rho_{X_1X_2}$. Este atraso, m , era incrementado até que se obtivesse o maior coeficiente de correlação. O atraso do sinal 2 em relação ao 1 era o resultado do número de pontos atrasados, m , multiplicado pelo intervalo de tempo entre dois pontos consecutivos, t' . A velocidade média das perturbações no trecho do escoamento que envolvia as fibras consideradas era então calculada conforme já mencionado.

³⁴ Neste trabalho, o tempo de amostragem é o produto da divisão horizontal do osciloscópio pelo número de divisões horizontais da tela, ou seja, 2,5 ms/div. x 10 div. = 25 ms (vide figura 4.51).

³⁵ Neste trabalho eram aquisitados 2500 pontos por sinal em 25 ms, o que resulta num intervalo de tempo de 10 μ s.

Finalmente, como o resultado destas velocidades traduzem uma média entre dois pontos consecutivos na direção z do escoamento, na tabela 4.5 são apresentados esses pontos médios, em z , para os oito bocais testados.

Tabela 4.5 Posição dos pontos médios entre duas fibras ópticas consecutivas para os oito bocais *Y-Jet* testados. A referência 0 é o ponto de mistura, M, e o crescimento dos valores ocorre na direção axial do referido duto em direção ao plano de saída dos bocais.

Regiões A, B e C	Bocais, entre parêntesis o valor de l_m , em [mm]							
	1 (50)	2 (50)	3 (50)	4 (50)	5 (50)	6 (35)	7 (100)	8 (25,1)
Fibras 1 e 2	5,5	5,5	5,5	5,5	5,5	3,75	6,5	4,35 ³⁶
Fibras 3 e 4	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	10,75	29,0	10,35
Fibras 5 e 6	26,2	26,2	26,2	26,2	26,2	17,75	51,5	16,35
Fibras 7 e 8	35,7	35,7	35,7	35,7	35,7	24,75	74,0	22,35
Fibras 9 e 10	46,5	46,5	46,5	46,5	46,5	31,75	96,5	—

4.6 – Incertezas Relativas às Medições

O procedimento para cálculo das incertezas deste trabalho foi baseado em Associação Brasileiras de Normas Técnicas –ABNT– (1998) e um resumo deste procedimento pode ser consultado no Apêndice A. Neste item limitar-se-á apenas à apresentação do roteiro seguido para avaliação das incertezas e seus valores finais, isto é, valores relativos às principais variáveis em estudo neste relatório.

4.6.1 – Incertezas Relativas aos Parâmetros de Processos

Inicialmente avaliou-se a incerteza relativa aos parâmetros de processo já apresentados no decorrer deste capítulo. Como dispunha-se de amostras relativamente grandes para cada uma das variáveis de processo, neste caso fez-se a avaliação das incertezas padronizadas do tipo A e B e posteriormente foram combinadas para o estabelecimento das incertezas padronizadas de cada uma das variáveis.

Cada uma das variáveis apresentadas na figura 4.1, durante a aquisição de um determinado ponto experimental, era aquisitada durante 5 segundos a uma frequência de 20 Hz. Isso levava à gravação de um arquivo com 100 valores medidos para cada variável em cada ponto experimental que era levantado. A incerteza padronizada do tipo A encontrada para cada uma das variáveis de processo é apresentada na tabela 4.6 a seguir. Neste relatório serão designadas por $u_A(x_i)$ e $u_B(x_i)$ as incertezas padronizadas do tipo A e B, respectivamente, da estimativa x_i da grandeza de entrada X_i .

³⁶ Como já foi apresentado no item 4.3, no caso do bocal # 8 para a região A não pode ser medida a velocidade média das perturbações neste ponto, somente para as regiões B e C.

Tabela 4.6 Incertezas padronizadas do tipo A para as variáveis de processo.

Variável de processo	Incerteza padronizada do tipo A
T_{a0} [°C]	0,060
P_{a0} [bar]	0,004
T_c [°C]	0,100
P_c [bar]	0,009
ΔP_a [mmca]	0,170
ΔP_c [mmca]	0,310
P_M [bar]	0,007
P_I [bar]	0,004
P_2 [bar]	0,004
P_{ha} [bar]	0,004

Para a avaliação da incerteza padronizada do tipo B, procedeu-se o cálculo para cada uma das variáveis de processo.

Com relação às temperaturas de alimentação de ar, T_{a0} , e água, T_c , os termopares utilizados foram os do tipo T. Da experiência em lidar com termopares deste tipo indica-se que uma incerteza padronizada do tipo B de 0,3 °C é suficiente para 95% de confiança. Sendo assim admitiu-se $u_B(T_{a0}) = u_B(T_c) = 0,3$ °C.

Quanto às pressões de alimentação de ar, P_{a0} , de água, P_c , de ar a montante da placa de orifício, P_{ha} , no ponto de mistura, P_M , no ponto intermediário do duto de mistura, P_I , e à saída do duto de mistura, P_2 , o fabricante dos transdutores de pressão que foram utilizados para a medição destas variáveis informa que tais instrumentos possuem uma linearidade $\pm 0,2$ % em relação ao fundo de escala destes dispositivos. A tabela 4.7 traz os valores de fundo de escala para cada um dos transdutores utilizados e o cálculo da incerteza padronizada do tipo B para cada uma das variáveis acima expostas. Esta incerteza padronizada do tipo B foi calculada assumindo-se uma distribuição uniforme e retangular dos possíveis valores de X_i , cuja expressão é dada por $u_B(x_i) = (a_+ - a_-) / \sqrt{12}$, onde a_+ e a_- são os limites superior e inferior do intervalo de incerteza, ou seja $a_+ = 0,2$ % do fundo de escala do transdutor considerado e $a_- = -0,2$ % do fundo de escala do transdutor considerado. Maiores detalhes sobre este tipo de distribuição para o cálculo da incerteza padronizada do tipo B podem ser encontrados no Apêndice A.

Tabela 4.7 Valores de fundo de escala e incertezas padronizadas do tipo B associadas.

Variável [bar]	Fundo de escala do transdutor utilizado [bar]	Incerteza padronizada do tipo B
P_{a0}	16	0,018
P_c	25	0,029
P_{ha}	16	0,018
P_M	16	0,018
P_I	16	0,018
P_2	10	0,012

Finalmente em relação aos transdutores de pressão diferenciais utilizados para a avaliação das vazões mássicas de ar e água, ΔP_a e ΔP_c , respectivamente, o fabricante informa que a linearidade destes dispositivos é de 0,15 % da faixa utilizada nestes transdutores. Nas medições efetuadas a faixa utilizada em ambos os transdutores foi de 800 mmca, portanto, assumindo-se uma distribuição retangular dos possíveis valores de X_i , tal como nos cálculos anteriores chega-se a: $u_B(\Delta P_a) = u_B(\Delta P_c) = 0,7$ mmca.

As incertezas padronizadas de cada variável de processo são calculadas através da raiz quadrada da soma dos quadrados (ou das variâncias padronizadas) das incertezas padronizadas tipo A e B, ou seja, $u(x_i) = \sqrt{u_A^2(x_i) + u_B^2(x_i)}$. A tabela 4.8 apresenta os valores finais das incertezas padronizadas de cada uma das variáveis de processo.

Tabela 4.8 Incertezas padronizadas das variáveis de processo.

Variável	Incerteza padronizada
T_{a0} [°C]	0,306
P_{a0} [bar]	0,018
T_c [°C]	0,316
P_c [bar]	0,300
ΔP_a [mmca]	0,720
ΔP_c [mmca]	0,766
P_M [bar]	0,019
P_I [bar]	0,018
P_2 [bar]	0,013
P_{ha} [bar]	0,018

Uma vez de posse das incertezas padronizadas das variáveis de processo, pôde-se calcular as incertezas combinadas para os principais parâmetros de processo utilizados neste trabalho. São eles: as vazões mássicas de ar e água, W_a e W_c , respectivamente; as taxas de quantidade de movimento superficiais de ar, $j_a^2 \rho_{a,méd}$, e água, $j_c^2 \rho_c$; o coeficiente de descarga de água, C_{Dc} ; a relação entre as vazões mássicas de ar e água, RAL ; a razão entre as taxas de quantidade de movimento lateral de água e axial de ar, ϕ ; e a relação entre as pressões no ponto de mistura e à montante do bocal de alimentação de ar, P_M/P_{a0} . Todos estes parâmetros são discutidos e apresentados mais detalhadamente no capítulo 6.

Para o cálculo das incertezas combinadas dos parâmetros acima expostos, sempre que fosse necessário a introdução de uma incerteza padronizada associada a uma grandeza geométrica dos bocais utilizados, tais como diâmetros do duto de mistura, da placa de orifício usada, etc., admitiu-se o valor de 0,005 mm. Todas essas dimensões foram medidas com paquímetros e/ou micrômetros com precisão até a segunda casa decimal. A hipótese de admitir que a incerteza padronizada associada a essas medições era de metade da menor divisão foi portanto utilizada nos cálculos³⁷.

Para as propriedades pouco afetadas pela pressão (como a massa específica e a viscosidade do líquido) não foram admitidas incertezas padronizadas. Essas propriedades são: a densidade da água, ρ_c ; e as viscosidades dinâmicas do ar e da água, μ_a e μ_c , respectivamente. Os valores utilizados para essas variáveis correspondem à temperatura de 25 °C e pressão de 1 atm.

Finalmente, após o cálculo das incertezas combinadas para cada um dos parâmetros de processo acima expostos, calculou-se suas respectivas incertezas expandidas utilizando-se para tanto de um fator de abrangência de 2. Este valor leva o resultado final dessas incertezas a um intervalo de confiança de 95 %. Maiores detalhes podem ser obtidos no Apêndice A.

A avaliação dessas incertezas combinadas e suas respectivas incertezas expandidas podem ser feitas para várias situações de escoamento encontradas durante os testes para cada um dos oito bocais testados. Tornar-se-ia, portanto, muito extensa a colocação de todos esses resultados neste relatório. As tabelas 4.9 e 4.10 a seguir apresentam alguns desses resultados, relativamente às incertezas expandidas dos parâmetros de processo. Na primeira, tabela 4.9, para ϕ em torno de 3. Na segunda, tabela 4.10, para ϕ em torno de 11.

³⁷ Com exceção apenas para o diâmetro do bocal de alimentação de água, d_c , e a distância de furação para inserção das fibras ópticas. Para essas duas variáveis foi admitida uma incerteza padronizada de 0,05 mm, dados o menores acabamentos no processo de usinagem dessas variáveis.

Tabela 4.9 Incertezas expandidas (U) para as variáveis e parâmetros de processo para ϕ em torno de 3.

Variável ou Incerteza	BOCAIS							
	# 1	# 2	# 3	# 4	# 5	# 6	# 7	# 8
T_{a0} [°C]	31,3	29,3	19,5	23,5	23,5	24,8	31,1	33,9
T_c [°C]	24,6	25,2	20,4	21,5	22,3	24,8	25,8	26,0
P_{a0} [bar]	6,80	6,81	5,85	6,84	6,81	6,81	6,80	4,75
P_c [bar]	6,45	6,81	5,19	6,98	6,56	6,76	6,77	6,22
ΔP_c [mmca]	319,6	326,5	427,9	366,7	287,6	366,9	275,0	126,8
ΔP_a [mmca]	169,7	174,8	269,9	170,6	187,9	195,9	163,2	357,1
P_{ha} [bar]	6,83	6,84	5,88	6,86	6,84	6,84	6,83	4,83
P_M [bar]	5,15	5,49	3,79	5,50	5,64	5,34	5,71	3,83
P_{atm} [mmHg]	707	706	708	706	712	712	708	704
W_a [kg/h]	89,0	90,7	106,1	90,6	94,9	96,8	87,3	107,8
$U(W_a)$ [kg/h]	0,4	0,4	0,3	0,4	0,4	0,4	0,4	0,2
W_c [kg/h]	1737,9	1756,3	2001,5	1858,3	1650,7	1858,9	1615,5	1108,7
$U(W_c)$ [kg/h]	4,6	4,6	4,4	4,4	4,8	4,4	4,9	6,8
$j_c^2 \cdot \rho_c$ [kg/m.s ²]	37739	38541	24141	43151	34046	43178	31712	9091
$U(j_c^2 \cdot \rho_c)$ [kg/m.s ²]	311	314	163	329	299	329	287	148
$j_a^2 \cdot \rho_a$ [kg/m.s ²]	27786	27396	24131	26930	28968	31829	23917	31000
$U(j_a^2 \cdot \rho_a)$ [kg/m.s ²]	1301	1246	1271	1222	1302	1456	1078	1704
C_{Dc}	0,60	0,60	0,66	0,60	0,67	0,61	0,61	0,93
$U(C_{Dc})$	0,14	0,14	0,14	0,12	0,22	0,13	0,17	0,12
RAL	0,0514	0,0517	0,0530	0,0488	0,0575	0,0521	0,0541	0,0973
$U(RAL)$	0,0003	0,0003	0,0002	0,0002	0,0003	0,0002	0,0003	0,0006
ϕ	3,01	3,15	3,03	3,03	2,96	3,02	3,03	2,98
$U(\phi)$	0,09	0,09	0,09	0,10	0,08	0,09	0,09	0,15
P_M/P_{a0}	0,758	0,806	0,648	0,805	0,829	0,784	0,840	0,806
$U(P_M/P_{a0})$	0,007	0,007	0,008	0,007	0,007	0,007	0,007	0,010

Tabela 4.10 Incertezas expandidas (U) para as variáveis e parâmetros de processo para ϕ em torno de 11.

Variável ou Incerteza	BOCAIS							
	# 1	# 2	# 3	# 4	# 5	# 6	# 7	# 8
T_{a0} [°C]	29,9	25,3	25,9	32,7	22,9	29,2	26,7	37,4
T_c [°C]	24,8	22,5	21,9	23,7	23,0	22,8	23,3	26,0
P_{a0} [bar]	6,80	6,82	5,86	6,81	6,83	6,85	6,83	4,74
P_c [bar]	7,62	7,79	7,07	8,16	7,63	8,14	7,77	11,17
ΔP_c [mmca]	534,7	537,7	776,5	608,5	485,0	653,2	473,6	356,8
ΔP_a [mmca]	92,9	88,5	167,5	84,6	91,7	104,0	81,6	276,6
P_{ha} [bar]	6,83	6,84	5,89	6,85	6,86	6,87	6,85	4,82
P_M [bar]	5,80	5,97	4,74	5,96	6,21	5,89	6,17	3,92
P_{atm} [mmHg]	707	706	707	704	714	713	708	701
W_a [kg/h]	66,1	65,0	82,8	62,9	66,6	70,2	62,4	94,4
$U(W_a)$ [kg/h]	0,5	0,5	0,4	0,5	0,5	0,5	0,6	0,3
W_c [kg/h]	2234,4	2240,5	2679,0	2380,5	2130,5	2464,0	2106,1	1835,7
$U(W_c)$ [kg/h]	4,1	4,1	4,2	4,1	4,2	4,1	4,2	4,5
$j_c^2 \cdot \rho_c$ [kg/m.s ²]	62392	62733	43258	70818	56724	75877	53905	24930
$U(j_c^2 \cdot \rho_c)$ [kg/m.s ²]	407	409	237	443	384	464	368	186
$j_a^2 \cdot \rho_a$ [kg/m.s ²]	13858	12971	12328	12194	13133	15299	11306	23326
$U(j_a^2 \cdot \rho_a)$ [kg/m.s ²]	638	594	595	562	589	691	517	1215
C_{Dc}	0,65	0,65	0,69	0,63	0,70	0,64	0,65	0,88
$U(C_{Dc})$	0,11	0,11	0,09	0,09	0,15	0,09	0,12	0,04
RAL	0,0296	0,0290	0,0309	0,0264	0,0312	0,0285	0,0296	0,0514
$U(RAL)$	0,0002	0,0002	0,0002	0,0002	0,0002	0,0002	0,0003	0,0002
ϕ	10,15	10,95	11,05	11,09	11,00	11,20	11,00	10,89
$U(\phi)$	0,33	0,36	0,33	0,40	0,34	0,36	0,37	0,52
P_M/P_{a0}	0,853	0,876	0,808	0,875	0,909	0,860	0,904	0,828
$U(P_M/P_{a0})$	0,007	0,007	0,008	0,007	0,007	0,007	0,007	0,010

4.6.2 – Incertezas Relativas às Medições com o Aparato Óptico

Para a avaliação das incertezas relativas à medição da espessura média de filme de líquido o roteiro adotado foi o seguinte:

- determinação da incerteza relativa à espessura de filme que era colocada no calibrador;
- determinação da incerteza relativa ao sinal lido no osciloscópio durante a calibração; e
- determinação da incerteza relativa à medição da espessura de filme nos bocais.

No primeiro caso, (a), para se conhecer a incerteza relativa à espessura do filme que era colocado no calibrador era necessário conhecer-se as incertezas padronizadas do batente de aço utilizado para o posicionamento das fibras no calibrador, a da pipeta graduada utilizada para a colocação de um volume conhecido de água no calibrador, e a da área do calibrador³⁸.

A incerteza padronizada relativa à altura do batente é de 0,005 mm (ou 5 μ m), que corresponde a metade da menor divisão do instrumento utilizado para a medição desta altura. Do mesmo modo, a incerteza padronizada relativa ao volume que era pipetado foi admitida em 0,5 ml, pois a pipeta utilizada era graduada de 1 ml em 1 ml.

³⁸ Maiores detalhes, vide item 4.4.

A incerteza padronizada da área do calibrador foi calculada medindo-se várias vezes as duas dimensões da base do calibrador (foram realizadas 20 medições repetidas e em posições diferentes para cada uma das duas dimensões), e procedendo-se à análise das incertezas padronizadas do tipo A e tipo B, que resultou num valor final de 3,8 mm². As incertezas padronizadas do tipo B para essas duas dimensões foi estabelecida em 0,005 mm, correspondendo a metade da menor divisão do instrumento de medição utilizado.

A incerteza combinada para a espessura de filme que era colocada no calibrador foi obtida através da fórmula,

$$l_{f,cal} = \frac{V_{pip}}{A_{cal}} - l_{bat} \quad (4.10)$$

juntamente com as incertezas acima apontadas.

Na eq. (4.10), $l_{f,cal}$ é a espessura colocada no calibrador, A_{cal} a área do calibrador, V_{pip} o volume pipetado e colocado no calibrador, e l_{bat} a altura do batente de posicionamento das fibras.

No segundo caso, (b), isto é, determinação da incerteza relativa ao sinal lido no osciloscópio durante a calibração, admitiu-se uma incerteza padronizada do tipo B de 0,5 mV relativa à metade da menor divisão da escala utilizada no osciloscópio para a aquisição dos sinais.

Além disso há também uma incerteza combinada do sinal lido no osciloscópio associada à espessura de filme que era colocada no osciloscópio e que foi calculada utilizando-se a curva de calibração para cada fibra óptica³⁹. Ou seja, conforme a eq. (4.4), se

$$S_{fibra} = C_1 \cdot e^{l_{f,cal} \cdot C_2}$$

então,

$$u(S_{fibra}) = \sqrt{(C_1 \cdot C_2 \cdot \exp(l_{f,cal} \cdot C_2))^2 \cdot u(l_{f,cal})} \quad (4.11)$$

De posse desta incerteza e combinando-a com a incerteza padronizada do tipo B de 0,5 mV, obteve-se a incerteza relativa ao sinal lido no osciloscópio para uma espessura de filme específica, para uma fibra específica. Depois, foi feita uma média desta incerteza para todos os valores de espessura de filme que haviam sido colocados no calibrador, de modo a obter-se um único valor para esta incerteza. Essa incerteza final designou-se por $u(S_{fibra,med})$.

Finalmente, no terceiro caso, (c), isto é, na determinação da incerteza relativa à medição da espessura de filme nos bocais, para cada conjunto de 10 picos selecionados, conforme descrito no item 4.5.1, estava associada uma espessura média de filme, que por sua vez associava-se ao um sinal médio desses dez picos. Este sinal médio era utilizada para o cálculo final da incerteza combinada e expandida da espessura de filme para uma determinada fibra num bocal específico. Para tanto utilizou-se da seguinte fórmula:

$$l_{f,med} = \frac{\ln(S_{med}/C_1)}{C_2} \quad (4.12)$$

onde $l_{f,med}$ e S_{med} são a espessura média de filme de líquido e seu sinal correspondente lido no osciloscópio, respectivamente, para uma fibra e bocal específicos. A incerteza combinada e expandida da espessura de filme foi calculada, utilizando-se da eq. (4.12), da seguinte maneira:

³⁹ As curvas de calibração, ou correlações, para as 233 fibras utilizadas encontram-se no Apêndice B.

$$u(l_{f,med}) = 2 \cdot \sqrt{\left[\frac{1}{(C_2 \cdot S_{med})} \right]^2 \cdot u^2(S_{fibra,med})} \quad (4.13)$$

A tabela 4.11 traz alguns valores dessas incertezas aqui apresentadas para três fibras diferentes utilizadas em três bocais distintos.

Tabela 4.11 Incertezas relativas à medição de espessura média de filme de líquido para alguns casos exemplo⁴⁰.

Variável	Fibra 1 Bocal # 1	Fibra 27 Bocal # 3	Fibra 15 Bocal # 6	Fibra # 7 Bocal 7
C_1	669,04	643,95	726,55	647,91
C_2	-0,00018967	-0,00020491	-0,00018950	-0,00019719
$S_{fibra,med}$ [mV]	574,7	546,6	624,1	553,3
$u(S_{fibra,med})$ [mV]	1,3	1,4	1,4	1,3
$l_{f,med}$ (10 picos) [μm]	1922	1034	1551	2266
S_{med} (10 picos) [mV]	464,7	521,0	541,5	414,4
$U(l_{f,med})$ [μm]	30,4	25,7	28,0	32,8

Para a avaliação da incerteza associada à medição da velocidade das perturbações na interface ar/água no interior dos bocais nebulizadores, conforme apresentado no item 4.5.2, foi utilizada a seguinte equação:

$$u_{pi} = \frac{\Delta z}{m \cdot t'} \quad (4.14)$$

onde u_{pi} é a velocidade das perturbações na interface ar/água, Δz o espaçamento entre um par de fibras, m o atraso (cfr. item 4.5.2) e t' o intervalo de tempo entre dois pontos consecutivos aquisitados pelo osciloscópio.

A incerteza padronizada do tipo B adotada relativa a Δz foi de 0,05 mm, correspondente a metade da menor divisão do instrumento utilizada para a medição da distância de furação durante o processo de usinagem dos bocais. A incerteza padronizada do tipo B associada ao produto $m \cdot t'$ foi de 0,005 ms, já que t' durante os ensaios foi de 0,01 ms.

A tabela 4.12 apresenta alguns valores da incerteza combinada e expandida obtida para u_{pi} em função do atraso, m . Os valores contidos nesta tabela referem-se a Δz de 3 mm, valor utilizado no espaçamento entre duas fibras do mesmo par para os bocais # 1, # 2, # 3, # 4, # 5 e # 7.

⁴⁰ Os valores obtidos para $U(l_{f,med})$ concentraram-se sempre no intervalo de 20 μm a 35 μm, invariavelmente.

Tabela 4.12 Incerteza relativa à medição da velocidade das perturbações na interface ar/água para alguns valores de m .

m	u_{pi} [m/s]	$U(u_{pi})$ [m/s]
5	60	12,2
6	50,0	8,5
7	42,9	6,3
8	37,5	4,9
9	33,3	3,9
10	30,0	3,2
11	27,3	2,6
12	25,0	2,2
13	23,1	1,9
14	21,4	1,7
15	20,0	1,5
16	18,8	1,3
17	17,6	1,2
18	16,7	1,1
19	15,8	1,0
20	15,0	0,9

Capítulo 5 – ANÁLISE TEÓRICO-EXPERIMENTAL

5.1 – Introdução

Neste capítulo pretende-se apresentar a modelagem física que permite analisar, com o auxílio de dados experimentais, o escoamento no interior de bocais do tipo “Y-Jet”.

O padrão de escoamento mais encontrado no duto de mistura de bocais do tipo “Y-Jet” é o anular-disperso. Dependendo das condições de operação (vazões e pressões de suprimento), podem ocorrer também escoamentos que se assemelham a um estratificado-disperso. Este segundo tipo de padrão raramente é encontrado e desejado em bocais deste tipo, porque são prejudiciais à qualidade do “spray” [Michele *et al.* (1991)]. Portanto, a análise aqui apresentada restringir-se-á somente ao escoamento do tipo anular-disperso⁴¹.

O modelo aqui apresentado possui uma abordagem unidimensional e adiabática do escoamento, com tratamento compressível para a fase gasosa (no caso, gás mais gotas de líquido, já que o padrão é anular-disperso) e incompressível para a fase líquida.

Neste modelo trata-se separadamente o filme de líquido e o núcleo. As equações básicas levam em conta a taxa de nebulização local -entranhamento- e fornecem a espessura e a velocidade médias locais de filme do líquido.

5.2 – Explicações Prévias à Modelagem Adotada

Para facilitar o desenvolvimento do modelo aqui exposto, considere-se um bocal “Y-Jet” genérico como o ilustrado na figura 5.1.

Figura 5.1 (a) Bocal “Y-Jet”: parâmetros geométricos e de processo. (b) Detalhamento duto de mistura (estrutura do escoamento).

⁴¹ Na literatura este tipo de escoamento é conhecido como “annular with entrainment”.

Dada uma função que descreve a pressão dentro do duto de mistura, deseja-se calcular a espessura média local de filme de líquido e compará-la com os valores correspondentes lidos experimentalmente. Outros parâmetros como a velocidade média do filme de líquido, a tensão de cisalhamento na interface gás/líquido e a fração de entranhamento são também calculados, fornecendo importantes informações acerca da fenomenologia envolvida.

A função que descreve a pressão dentro do duto de mistura, em cada caso de operação dos bocais, dada pelos valores dos parâmetros geométricos e de processo, foi levantada experimentalmente. Esta parcela, que permite conhecer a queda de pressão dentro do bocal, corresponde à parte experimental deste modelo.

5.3 – Modelo Teórico-Experimental

Este modelo, baseado em Carey (1992), Wallis (1969) e Hewitt e Hall-Taylor (1970), considera que a única diferença entre modelar um escoamento anular com ou sem nebulização, através de uma modelagem de fases separadas, está no componente da aceleração do termo da queda de pressão. Neste item são apresentadas as equações para a quantidade de movimento do filme de líquido e do núcleo.

Numa modelagem de fases separadas, as velocidades médias do gás, u_a , do filme de líquido, u_f , e das gotas no núcleo gasoso, u_g , são dadas, respectivamente por:

$$u_a = \frac{G \cdot x}{\alpha \cdot \rho_a} \quad (5.1)$$

$$u_f = \frac{G \cdot (1-x) \cdot (1-E)}{\beta \cdot \rho_c} \quad (5.2)$$

$$u_g = \frac{G \cdot (1-x) \cdot E}{(1-\alpha-\beta) \cdot \rho_c} \quad (5.3)$$

onde G é o fluxo mássico total da mistura bifásica, definido como: $G = \frac{W_a + W_c}{A}$, W_a a vazão mássica de ar, W_c a vazão mássica de líquido e A a área da seção transversal do duto que envolve o escoamento;

x é o título da mistura (ou fração de massa da fase gasosa), definido como:

$x = \frac{W_a}{W_a + W_c}$; α é a fração de vazio, definida por: $\alpha = \frac{A_a}{A}$, onde A_a é a área da seção transversal ocupada pelo ar;

E é a fração de entranhamento (ou fração de massa do líquido nebulizado), definida por: $E = \frac{W_c - W_f}{W_c}$, onde W_f é a vazão mássica do filme de líquido; e β é a fração de área da seção transversal ocupada pelo filme de líquido, definida por: $\beta = \frac{A_f}{A}$, com A_f sendo a área da seção anular ocupada pelo filme de líquido. Evidentemente $W_c = W_f + W_g$, onde W_g é a vazão mássica de líquido na forma de gotas, presente no núcleo do escoamento.

O termo da aceleração no componente da queda de pressão é dado em função das velocidades acima expostas:

$$-\left(\frac{dP}{dz}\right)_{acel} = \frac{d}{dz} [\alpha \cdot \rho_a \cdot u_a^2 + \beta \cdot \rho_c \cdot u_f^2 + \gamma \cdot \rho_c \cdot u_g^2] \quad (5.4)$$

onde γ é a fração da área da seção transversal ocupada pelas gotas de líquido dispersas no núcleo do escoamento. Obviamente, $\gamma = 1 - \alpha - \beta$.

Substituindo-se as definições das velocidades médias do gás, filme de líquido e gotas, dadas respectivamente pelas eqs. (5.1), (5.2) e (5.3), na eq. (5.4):

$$-\left(\frac{dP}{dz}\right)_{acel} = G^2 \cdot \frac{d}{dz} \left[\frac{x^2}{\alpha \cdot \rho_a} + \frac{(1-E)^2 \cdot (1-x)^2}{\beta \cdot \rho_c} + \frac{E^2 \cdot (1-x)^2}{(1-\alpha-\beta) \cdot \rho_c} \right] \quad (5.5)$$

Fazendo a hipótese de que as gotas presentes no núcleo do escoamento viajam com a velocidade do gás, isto é, $u_g = u_a$, encontra-se a seguinte relação para β :

$$\beta = 1 - \alpha - \frac{\alpha \cdot E \cdot (1-x) \cdot \rho_a}{x \cdot \rho_c} \quad (5.6)$$

Substituindo a eq. (5.6) na eq. (5.5), obtém-se a seguinte expressão para a queda de pressão devido à aceleração:

$$-\left(\frac{dP}{dz}\right)_{acel} = G^2 \cdot \frac{d}{dz} \left[\frac{x^2}{\alpha \cdot \rho_a} + \frac{(1-E)^2 \cdot (1-x)^2 \cdot x}{\rho_c \cdot (1-\alpha) - \rho_a \cdot \alpha \cdot E \cdot (1-x)} + \frac{E \cdot (1-x) \cdot x}{\alpha \cdot \rho_a} \right] \quad (5.7)$$

A equação da queda de pressão, para um escoamento bifásico unidimensional é dada por [Carey (1992)]:

$$-\left(\frac{dP}{dz}\right) = -\phi_c^2 \left(\frac{dP}{dz}\right)_c + [(1-\alpha) \cdot \rho_c + \alpha \cdot \rho_a] \cdot g \cdot \sin \Omega - \left(\frac{dP}{dz}\right)_{acel} \quad (5.8)$$

onde ϕ_c^2 é o multiplicador bifásico, definido como: $\phi_c^2 = \left[\frac{(dP/dz)_{atr}}{(dP/dz)_c} \right]$, com $(dP/dz)_{atr}$ sendo o componente da queda de pressão num escoamento bifásico devido ao atrito; $(dP/dz)_c$ sendo a queda de pressão devido ao atrito que seria obtida se somente a fase líquida escoasse pelo duto [com uma vazão mássica igual a $G \cdot (1-x) \cdot A$]; g é a aceleração da gravidade local; e Ω sendo o ângulo que o duto, por onde escoar a mistura bifásica, faz com o eixo horizontal, medido no sentido anti-horário, a partir do plano horizontal. Como neste trabalho o escoamento no bocal era vertical descendente, $\Omega = 270^\circ$ (cfr. fig. 5.1) e $\sin \Omega = -1$.

Substituindo então a eq. (5.7) na eq. (5.8) e desprezando a parcela da queda de pressão devido aos efeitos gravitacionais⁴², a equação para a queda de pressão total medida no filme de líquido fica:

$$\frac{dP}{dz} = \phi_c^2 \left(\frac{dP}{dz}\right)_c - G^2 \cdot \frac{d}{dz} \left[\frac{x^2}{\alpha \cdot \rho_a} + \frac{(1-E)^2 \cdot (1-x)^2 \cdot x}{\rho_c \cdot (1-\alpha) - \rho_a \cdot \alpha \cdot E \cdot (1-x)} + \frac{E \cdot (1-x) \cdot x}{\alpha \cdot \rho_a} \right] \quad (5.9)$$

⁴² Num escoamento no interior de bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet” as velocidades das fases líquida e gasosa são tão elevadas que a contribuição dos efeitos gravitacionais na queda de pressão pode ser desprezada.

Semelhante equacionamento pode ser feito para o núcleo do escoamento, e a expressão final para a queda de pressão total que se obtém, desprezando também os efeitos gravitacionais, é dada por:

$$\frac{dP}{dz} = -\frac{4.\tau_i}{d_m.\sqrt{\alpha}} - G^2 \cdot \frac{d}{dz} \left[\frac{x^2}{\alpha.\rho_a} + \frac{(1-E)^2.(1-x)^2.x}{\rho_c.(1-\alpha)-\rho_a.\alpha.E.(1-x)} + \frac{E.(1-x).x}{\alpha.\rho_a} \right] \quad (5.10)$$

onde τ_i é a tensão de cisalhamento na interface gás/líquido.

As eqs. (5.9) e (5.10) necessitam de equações constitutivas para que se possa estimar em cada caso os valores de f_c^2 , $(dP/dz)_c$, e α , mais uma equação de estado para o cálculo de ρ_a . Estas equações são apresentadas no item 5.4, a seguir.

5.4 – Equações Constitutivas

As equações constitutivas que completam o modelo são de natureza empírica ou teórico-analítica.

Analisando o modelo, as equações constitutivas necessárias para o seu fechamento são: ϕ_c^2 , $(dP/dz)_c$, e α .

A queda de pressão devido ao atrito que seria obtida se somente a fase líquida escoasse pelo duto, $(dP/dz)_c$ é calculada como [Carey (1992)]:

$$\left(\frac{dP}{dz} \right)_c = -\frac{2.C_{f,c}.G^2.(1-x)^2}{\rho_c.d_m} \quad (5.11)$$

onde $C_{f,c}$ é o coeficiente de atrito entre o líquido e a parede do duto. A equação mais conhecida para o cálculo de $C_{f,c}$ em escoamentos turbulentos é a de Blasius, dada por:

$$C_{f,c} = 0,079.Re_c^{-0,25} \quad (5.12)$$

onde Re_c é o número de Reynolds do líquido, dado por:

$$Re_c = \frac{G.(1-x).d_m}{\mu_c} \quad (5.13)$$

Para o cálculo da fração de vazio, α , Butterworth (1975) sugere a seguinte correlação em função das propriedades físicas dos fluidos e parâmetros de processo, no caso o título, x , baseada no modelo de Lockhart e Martinelli (1949) para escoamentos bifásicos:

$$\alpha = \left[1 + 0,28 \left(\frac{1-x}{x} \right)^{0,64} \left(\frac{\rho_a}{\rho_c} \right)^{0,36} \left(\frac{\mu_c}{\mu_a} \right)^{0,07} \right]^{-1} \quad (5.14)$$

Finalmente, Wallis (1969) mostra que a fração de vazio, α , pode ser relacionada com o multiplicador bifásico, ϕ_c , da seguinte maneira:

$$\alpha = \frac{\phi_c - 1}{\phi_c} \quad (5.15)$$

Para os cálculos da fração de vazio neste modelo foi utilizada a eq. (5.14).

5.5 – Modelo Completo

Como será visto no próximo capítulo sobre resultados, a queda de pressão medida no interior dos bocais “Y-Jet” testados apresentou-se praticamente linear, em todos os casos para os quais este modelo foi aplicado. Como já foi dito no capítulo anterior, conhecendo-se as medidas de P_M , P_1 e P_2 (para os bocais # 1, # 2, # 3, # 4, # 5 e # 7) ou P_M e P_2 (para os bocais # 6 e # 8) e suas respectivas posições sobre o eixo z (vide figura 5.1), foi possível ajustar, para cada caso, a equação da reta que melhor descrevia a queda de pressão dentro do duto de mistura. Para tanto utilizou-se do método dos mínimos quadrados, quando dispunha-se de três medidas de pressão, ou fez-se simplesmente o ajuste de uma reta quando dispunha-se de apenas duas medidas de pressão no interior do duto de mistura.

A partir deste ponto, passa-se a referir-se às variáveis que dependem do posicionamento dentro do duto de mistura como funções da posição z ⁴³ (vide figura 5.1). Como todas as variáveis deste modelo situam-se dentro do duto de mistura não há a necessidade de referir este fato como um segundo subscrito.

Portanto, conhecendo $P(z)$ e sabendo que é a equação de uma reta, dP/dz será uma constante de fácil determinação. Outras variáveis de necessário conhecimento prévio, que também foram medidas eram as vazões mássicas de ar e água, e as temperaturas de suprimento de ar e água, T_{a0} e T_c respectivamente.

Na eq. (5.9), conhecendo-se $P(z)$, pode-se calcular a densidade do ar dentro do duto de mistura, $\rho_a(z)$, através de:

$$\rho_a(z) = \frac{P(z)}{R_a \cdot T} \quad (5.16)$$

onde R_a é a constante do ar ($R_a = 286,9$ J/kg.K); e T a temperatura absoluta dentro do duto de mistura que supõe-se constante e é dada por uma média ponderada entre o produto das vazões mássicas de ar e água pelos respectivos calores específicos à pressão constante, ou seja:

$$T = \frac{W_a \cdot C_{p_a} \cdot T_{a0} + W_c \cdot C_{p_c} \cdot T_c}{W_a \cdot C_{p_a} + W_c \cdot C_{p_c}} \quad (5.17)$$

onde C_{p_a} e C_{p_c} são os calores específicos à pressão constante de ar e água, respectivamente.

Esta hipótese adotada para o cálculo de T justifica-se porque: 1^o) dos resultados obtidos, verificou-se que a expansão do ar da saída do seu bocal de alimentação ao ponto de mistura aproximava-se muito mais de um processo isoentálpico que isoentrópico, que levaria a uma temperatura muito baixa no ponto de mistura, dadas as diferenças de pressão que ocorriam entre P_{a0} e P_M ; 2^o) o produto do calor específico à pressão constante pela vazão mássica para a água é muito maior que para o ar e, dado que este produto reflete a potência transferida por grau Kelvin, era muito mais lógico supor que o fluido que regularia a temperatura dentro do duto de mistura fosse a água e não o ar; e 3^o) as velocidades dos fluidos e a pequena distância a ser percorrida dentro do

⁴³ Neste modelo, as variáveis que são função da posição z dentro do duto de mistura são: P , ρ_a , α e ϕ_c . E as incógnitas são: E , τ_i , u_f , u_a , W_f e l_f , também funções de z .

duto de mistura impediam que qualquer fenômeno de transferência de calor se manifestasse significativo; logo adotou-se T constante dentro deste duto.

Conhecendo-se $\rho_a(z)$, a fração de vazio, α , era determinada através da eq. (5.14). Uma vez conhecida a fração de vazio, determinava-se o valor do multiplicador bifásico, ϕ_c , pela eq. (5.15).

Deste modo, conhecendo-se tanto os valores das variáveis em função da distância z , bem como sabendo-se as funções destas variáveis em z , pode-se utilizar a eq. (5.9) para determinar-se $E(z)$. O roteiro para isolar $E(z)$ na eq. (5.9) passa a ser descrito a seguir.

A eq. (5.9) pode ser reescrita da seguinte maneira:

$$\frac{dP}{dz} = \phi_c^2 \left(\frac{dP}{dz} \right)_c - G^2 \frac{dN}{dz} \quad (5.18)$$

onde $N = N_1 + N_2 + N_3$, de tal maneira que, pela eq. (5.9) deduz-se:

$$N_1 = \frac{x^2}{\alpha \cdot \rho_a} \quad (5.19a)$$

$$N_2 = \frac{(1-E)^2 \cdot (1-x)^2 \cdot x}{\rho_c \cdot (1-\alpha) - \rho_a \cdot \alpha \cdot E \cdot (1-x)} \quad (5.19b)$$

$$N_3 = \frac{E \cdot (1-x) \cdot x}{\alpha \cdot \rho_a} \quad (5.19c)$$

Deste modo pode-se escrever a eq. (5.18) da seguinte maneira:

$$\frac{dM}{dz} = \frac{dN_2}{dz} + \frac{dN_3}{dz} \quad (5.20)$$

onde,

$$\frac{dM}{dz} = \frac{1}{G^2} \cdot \left[\phi_c^2 \left(\frac{dP}{dz} \right)_c - \frac{dP}{dz} \right] - \frac{dN_1}{dz} \quad (5.21)$$

Na eq. (5.21), conhecendo-se $P(z)$ é possível, pelo que já foi mostrado anteriormente, calcular os termos do lado direito da equação.

Sabendo-se então o valor de dM/dz e resolvendo analiticamente as derivadas dN_1/dz , dN_2/dz e dN_3/dz , pode-se isolar dE/dz e expressá-lo como uma função do tipo $dE/dz = f(E)$. A seguir são mostradas, em ordem, todas essas equações.

As derivadas de N_1 , N_2 e N_3 em z são:

$$\frac{dN_1}{dz} = \frac{[0,36 \cdot (1-\alpha) - \alpha^4] \cdot x^2}{\alpha^5 \cdot \rho_a^2 \cdot R_a \cdot T} \cdot \frac{dP}{dz} \quad (5.22)$$

$$\frac{dN_2}{dz} = \left(\frac{t_1 \cdot t_3}{t_2^2} - \frac{t_4}{t_2} \right) \frac{dE}{dz} + t_6 \cdot \frac{dP}{dz} + t_8 \frac{d\alpha}{dz} \quad (5.23)$$

$$\frac{dN_3}{dz} = t_5 \cdot \frac{dE}{dz} - t_7 \frac{dP}{dz} - t_9 \frac{d\alpha}{dz} \quad (5.24)$$

onde $t_1, \dots, t_9$ são termos simplificadores cujas equações são:

$$t_1 = (1-E)^2 \cdot (1-x)^2 \cdot x \quad (5.25a)$$

$$t_2 = \rho_c \cdot (1-\alpha) - \rho_a \cdot \alpha \cdot E \cdot (1-x) \quad (5.25b)$$

$$t_3 = \rho_a \cdot (1-x) \cdot \alpha \quad (5.25c)$$

$$t_4 = 2 \cdot x \cdot (1-x)^2 \cdot (1-E) \quad (5.25d)$$

$$t_5 = \frac{x \cdot (1-x)}{\alpha \cdot \rho_a} \quad (5.25e)$$

$$t_6 = \frac{t_1 \cdot \alpha \cdot E \cdot (1-x)}{t_2^2 \cdot R_a \cdot T} \quad (5.25f)$$

$$t_7 = \frac{E \cdot (1-x) \cdot x}{\alpha \cdot \rho_a^2 \cdot R_a \cdot T} \quad (5.25g)$$

$$t_8 = \frac{t_1 [\rho_c + \rho_a \cdot (1-x) \cdot E]}{t_2^2} \quad (5.25h)$$

$$t_9 = \frac{E \cdot (1-x) \cdot x}{\alpha^2 \cdot \rho_a \cdot R_a \cdot T} \quad (5.25i)$$

$d\alpha/dz$, nas eqs. (5.23) e (5.24) é dada por:

$$\frac{d\alpha}{dz} = - \frac{0,36 \cdot t_{10}}{\alpha^2 \cdot \rho_a \cdot R_a \cdot T} \cdot \frac{dP}{dz} \quad (5.26)$$

onde o termo de simplificação t_{10} é,

$$t_{10} = 0,28 \cdot \left(\frac{1-x}{x} \right)^{0,64} \cdot \left(\frac{\mu_c}{\mu_a} \right)^{0,07} \cdot \left(\frac{\rho_a}{\rho_c} \right)^{0,36} \quad (5.27)$$

Como foi dito, combinando as eqs. (5.21) a (5.27), é possível escrever a seguinte expressão para dE/dz :

$$\frac{dE}{dz} = \frac{\frac{dM}{dz} - (t_6 - t_7) \cdot \frac{dP}{dz} - (t_8 - t_9) \cdot \frac{d\alpha}{dz}}{\frac{t_1 \cdot t_3}{t_2^2} - \frac{t_4}{t_2} + t_5} \quad (5.28)$$

Sendo dE/dz uma função de E somente, pode-se resolver a eq. (5.28) por um método matemático adequado. No caso, utilizou-se o método numérico de Runge-Kutta de 4ª ordem.

Resta estabelecer a condição de contorno para a eq. (5.28). Embora não houvesse nenhuma informação a respeito de $E(z)$, havia uma outra informação que poderia ser utilizada para, indiretamente, conhecer-se o valor de $E(z = 0)$. Esta informação diz respeito à velocidade com que a água saía do seu bocal de alimentação e entrava no duto de mistura.

Como pode ser visto na figura 5.1, o bocal de alimentação de água possui uma inclinação θ em relação à linha de centro do duto de mistura. Ao ser descarregada no duto de mistura, a velocidade da água terá duas componentes, segundo os eixos z e y mostrados naquela figura. A partir da equação da conservação da massa aplicada ao escoamento de água no seu bocal de alimentação, pode-se deduzir que a componente da velocidade da água, ao entrar no duto de mistura, na direção z , $u_{c,z}$, é:

$$u_{c,z} = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{W_c}{\rho_c \cdot d_c^2} \cdot \cos \theta \quad (5.29)$$

A idéia utilizada então foi a seguinte: $u_f(z = z_1) \cong u_{c,z}$. Ou seja, sendo z_1 o primeiro ponto após a origem do eixo z , a velocidade média do filme de líquido neste ponto, $u_f(z = z_1)$, deve ser aproximadamente igual à componente da velocidade média da água na direção z ao entrar no duto de mistura, $u_{c,z}$. Quanto menor for z_1 , mais exata será esta solução⁴⁴.

Deste modo, o programa que foi criado para a solução deste modelo, num primeiro momento, necessitava uma estimativa inicial para o valor da taxa de entranhamento E , que neste caso seria $E(z = 0)$. Com este valor calculava dE/dz e $E(z = z_1)$, através das equações apresentadas acima. Ao final desses cálculos iniciais, calculava-se a velocidade média do filme na posição z_1 através da eq. (5.2). Comparava-se então $u_f(z = z_1)$ e $u_{c,z}$. Se o módulo da diferença entre essas duas velocidades fosse maior que o critério de convergência, tomava-se o valor estimado inicialmente para $E(z = 0)$ e incrementava-o de uma constante. Repetia-se o procedimento até que a diferença entre as duas velocidades fosse menor que o critério de convergência estabelecido⁴⁵. A partir desse ponto o programa entrava numa subrotina e procedia o cálculo, ponto a ponto, das variáveis e incógnitas do modelo até a saída do duto de mistura, isto é, $z = l_m$.

Sendo conhecido $E(z)$, as demais incógnitas do modelo eram facilmente determináveis.

A tensão de cisalhamento na interface ar/água era determinada a partir da eq. (5.10), que era rearranjada e escrita da seguinte maneira:

$$\tau_i = -\frac{d_m \cdot \sqrt{\alpha}}{4} \cdot \left(\frac{dP}{dz} + G^2 \frac{dN}{dz} \right) \quad (5.30)$$

Como $E(z)$ fora calculado, dN/dz , que é dado pela soma das parcelas mostradas nas eqs. (5.22) a (5.24), também passava a ser conhecido e podia-se determinar $\tau_i(z)$.

⁴⁴ O passo utilizado no programa criado foi de 0,1 mm para todos os bocais.

⁴⁵ O critério de convergência adotado foi: $|u_f(z = z_1) - u_{c,z}| < 0,05$. E 0,002 era o incremento que foi dado em E . Deste modo, a estimativa inicial de E deveria ser um valor abaixo daquele que seria de fato $E(z = 0)$. Ao utilizar-se do modelo aqui apresentado, verificou-se que uma estimativa inicial boa era sempre 0,5 ou 0,1, dependendo do caso.

As velocidades médias do filme de líquido e do ar no núcleo eram então calculadas pelas eqs. (5.2) e (5.1), respectivamente.

Restava o cálculo da espessura média de filme de líquido, l_f . Para isso utilizou-se da conservação da massa aplicada ao filme de líquido. Basicamente, tal equacionamento pode ser escrito simplesmente como:

$$W_f = \rho_c \cdot u_f \cdot A_f \quad (5.31)$$

A área da seção transversal ocupada pelo filme de líquido é:

$$A_f = \pi l_f \cdot (d_m - l_f) \quad (5.32)$$

Da definição de E , pode-se determinar W_f por:

$$W_f = W_c \cdot (1 - E) \quad (5.33)$$

Combinando as eqs. (5.31) a (5.33) pode-se escrever a seguinte expressão para a espessura de filme de líquido:

$$l_f = \frac{d_m \pm \sqrt{d_m^2 - \frac{4 \cdot W_c \cdot (1 - E)}{\pi \cdot \rho_c \cdot u_f}}}{2} \quad (5.34)$$

Das duas soluções possíveis, a que se mostrou fisicamente coerente foi:

$$l_f = \frac{d_m - \sqrt{d_m^2 - \frac{4 \cdot W_c \cdot (1 - E)}{\pi \cdot \rho_c \cdot u_f}}}{2} \quad (5.35)$$

Com o cálculo da espessura média local de filme de líquido, $l_f(z)$, o roteiro de cálculos deste modelo foi dado por encerrado.

Em termos de aprofundamento dos fenômenos envolvidos nesta modelagem, achou-se conveniente também calcular a espessura média local de filme de líquido a partir da tensão de cisalhamento na interface, dada pela eq. (5.30). Esta tensão relaciona-se com o coeficiente de atrito na interface ar/água, $C_{f,i}$, através da seguinte equação [Carey (1992)],

$$\tau_i = \frac{C_{f,i} \cdot G^2 \cdot x^2}{2 \cdot \rho_a \cdot \alpha^2} \quad (5.36)$$

Por outro lado, é sabido que para filmes finos, o coeficiente de atrito interfacial, $C_{f,i}$, possui uma relação direta com a espessura média local de filme de líquido. Muitos autores levantaram equações empíricas para o cálculo de $C_{f,i}$ a partir de l_f (ou vice-versa). Dentre estas, talvez a mais conhecida e de maior simplicidade, é a sugerida por Wallis (1969) e reproduzida a seguir,

$$\frac{C_{f,i}}{C_{f,a}} = 1 + 300 \frac{l_f}{d_m} \quad (5.37)$$

onde $C_{f,a}$ é o coeficiente de atrito que seria encontrado se o ar (fase gasosa) estivesse escoando sozinho no duto (de diâmetro d_m). Para escoamentos turbulentos este coeficiente de atrito pode ser calculado pela conhecida equação de Blasius

$$C_{f,a} = 0,079.Re_a^{-0,25} \quad (5.38a)$$

onde Re_a é o número de Reynolds para o ar escoando sozinho no duto, mas com a velocidade que possui no escoamento bifásico, isto é, u_a calculada pela eq. (5.1),

$$Re_a = \frac{\rho_a \cdot u_a \cdot d_m}{\mu_a} \quad (5.38b)$$

Conhecendo-se então o valor local de Re_a , pode-se calcular $C_{f,a}$. Com τ_i conhecido através da eq. (5.30) pode-se calcular o valor de $C_{f,i}$. Conhecidos $C_{f,i}$ e $C_{f,a}$ chega-se finalmente ao valor da espessura média local de filme de líquido, l_f , através da eq. (5.37).

Como já foi dito, muitos outros autores apresentam correlações relacionando $C_{f,i}$ com l_f , mas na grande maioria dos casos são correlações que envolvem muitas outras variáveis que acabam por acrescentar mais graus de liberdade ao equacionamento, sem necessariamente torná-la mais exata ou genérica.

Para verificar o desvio entre as duas soluções possíveis para o cálculo de l_f [eqs. (5.35) e (5.37)], pode-se utilizar a equação da conservação de massa no filme de líquido sugerida por Carey (1992),

$$\left(\frac{d_m}{4} \right) G \cdot (1-x) \cdot (1-E) = \rho_c \cdot \int_0^{l_f} u_f(y) \cdot dy \quad (5.39)$$

onde $u_f(y)$ seria a distribuição de velocidades na direção perpendicular à da orientação do escoamento dentro do filme de líquido e o termo do lado direito da equação é geralmente conhecido como espessura de deslocamento na camada limite. Numericamente, a integral do lado direito da igualdade é igual ao produto da velocidade média do filme de líquido, u_f , pela espessura média de filme de líquido, ambos locais.

Para facilitar tal verificação, modificou-se a eq. (5.39), escrevendo-a da seguinte maneira,

$$\Delta l_f = 100 \cdot \left| \frac{(d_m/4) \cdot G \cdot (1-x) \cdot (1-E)}{\rho_c \cdot l_f \cdot u_f} - 1 \right| \quad (5.40)$$

O fator de 100 foi colocado na eq. (5.40) para expressar o resultado em porcentagem, e o módulo para garantir o valor positivo.

Desta maneira pode-se observar, como será possível ver nos resultados, a diferença, Δl_f , entre as duas soluções. Mas, para ser mais coerente com o próprio modelo aqui exposto, que visa o conhecimento da espessura média local de filme de líquido utilizando-se o menor número possível de equações empíricas, sempre optou-se pela solução dada pela eq. (5.35). O fato de terem ocorrido relativamente baixas diferenças entre as duas soluções (como poderá ser visto no capítulo 6) visa somente contribuir para o enriquecimento do fenômeno aqui considerado à medida que a eq. (5.37) possa servir como uma referência rápida e simples para, a partir do conhecimento de l_f , chegar-se ao de outras variáveis, tais como a tensão de cisalhamento ou o coeficiente de atrito na interface ar/água.

Capítulo 6 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

6.1 – Introdução

Este capítulo apresenta os resultados das medições dos parâmetros de processo (pressões, temperaturas e vazões de suprimento de ar e água), a distribuição de pressão no interior dos bocais, a espessura média local de filme de líquido e a velocidade média local das perturbações na interface ar/água para os vários bocais testados, além dos resultados da análise teórico-experimental.

Com o objetivo de organizar essa grande quantidade de resultados, organizou-se o capítulo da forma descrita a seguir. Em primeiro lugar, utilizando-se das medições dos parâmetros de processo e das geometrias impostas aos bocais testados, são apresentados os resultados que dizem respeito diretamente às características do escoamento encontrado no interior destes bocais, tais como mapas de escoamento bifásico, análises de bloqueio e descarga dos fluxos de ar e água, distribuições de pressão no duto de mistura, entre outros.

Num segundo bloco são apresentados os resultados da análise teórico-experimental exceto para a previsão da espessura média local de filme de líquido, que é mostrada juntamente com os resultados referentes às medições realizadas com o aparato óptico. O cruzamento desses resultados ópticos com as previsões do modelo estão num terceiro item. As medições ópticas não foram feitas, como no caso dos resultados dos parâmetros de processo, para toda a faixa de medição⁴⁶, mas somente para as condições em que se esperava um escoamento simétrico⁴⁷ dentro do duto de mistura.

6.2 – Resultados Relativos aos Parâmetros de Processo e Geometria dos Bocais

No capítulo 4, tabela 4.2, foram apresentados os valores dos parâmetros geométricos que compuseram os oito bocais testados. O objetivo dessas variações era o de verificar como se comportavam os parâmetros de processos e diversas outras variáveis dependentes desses últimos em função da geometria. Na tabela 6.1, reproduz-se parcialmente a tabela 4.2 acrescentando os valores das relações geométricas que foram estudadas. Também nesta tabela, para cada bocal é apresentado um símbolo específico que será utilizado nas legendas dos gráficos no decorrer deste capítulo. O objetivo destes símbolos é de organizar as informações referentes a cada bocal e facilitar a comparação dos resultados.

As principais relações geométricas estudadas, conforme ilustrado na tabela 6.1 foram a inclinação do bocal de alimentação de água em relação ao de ar, θ , o comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , e a relação de expansão do fluxo de ar do seu bocal de alimentação para o duto de mistura, d_m/d_a . Os bocais que foram comparados para o estudo destas relações encontram-se hachurados na tabela 6.1 e são: (1) para θ os bocais # 2, # 4 e # 5; (2) para l_m/d_m os bocais # 2, # 6 e # 7; e (3) para d_m/d_a os bocais # 1, # 2 e # 3. O bocal # 8, por se tratar de um dispositivo construído a partir de um bocal comercial⁴⁸, foi considerado separadamente e seus resultados são apresentados juntamente com os demais para cada resultado comentado neste capítulo.

⁴⁶ Cfr. Tabela 4.1.

⁴⁷ Esta simetria será melhor discutida posteriormente, ainda neste capítulo.

⁴⁸ Cfr. Capítulo 4, item 4.3

Tabela 6.1 Relações geométricas analisadas para os bocais testados.
Em realce os valores das relações exploradas.

Bocal e Legenda	l_m [mm]	d_a [mm]	d_m [mm]	θ [°]	l_m/d_m	d_m/d_a
# 1 ○	50,0	5,5	10,0	57	5,00	1,82
# 2 ●	50,0	6,0	10,0	57	5,00	1,67
# 3 □	50,0	6,0	12,0	57	4,17	2,00
# 4 ■	50,0	6,0	10,0	45	5,00	1,67
# 5 △	50,0	6,0	10,0	70	5,00	1,67
# 6 ▲	35,0	6,0	10,0	57	3,50	1,67
# 7 ◇	100,0	6,0	10,0	57	10,00	1,67
# 8 ◆	25,1	7,2	11,4	70	2,20	1,58

6.2.1 – Mapas de Escoamento Bifásico Específicos

Para iniciar a análise dos resultados é conveniente apresentar o padrão de escoamento bifásico que foi encontrado nos bocais testados. Durante o levantamento bibliográfico deste trabalho foi encontrado somente um mapa para escoamento vertical descendente [citado por Chin e Lefebvre (1993) e desenvolvido por Oshinowo e Charles (1974)]. Mapas de escoamento verticais ascendentes são bem mais frequentes na literatura [Hewitt e Hall-Taylor (1970)]. Embora o mapa desenvolvido por Oshinowo e Charles (1974) seja bem mais específico para o presente trabalho, resolveu-se também incluir um outro, para escoamento vertical ascendente indicado por Carey (1992) e Collier e Thome (1996) e desenvolvido por Hewitt e Roberts (1969). Procedeu-se deste modo porque, para os resultados encontrados, conforme serão apresentados a seguir, uma boa parcela destes situa-se fora dos limites estabelecidos por este mapa. Já o mapa de Hewitt e Roberts (1969) não apresenta este problema. Tais mapas são apresentados na figura 6.1.

O uso do mapa de Hewitt e Roberts (1969) justifica-se pelo fato de que a única diferença entre escoamentos verticais ascendentes e descendentes deve-se à orientação do escoamento em relação ao campo gravitacional, que para baixas velocidades e fluxos mássicos podem tornar diferentes os padrões encontrados em cada um dos dois casos. Como neste trabalho os níveis de velocidade e fluxos mássicos de ambas as fases são consideravelmente elevados, considera-se que a influência do campo gravitacional é praticamente desprezível.

Figura 6.1 Mapas de escoamento bifásico vertical. (a) Vertical ascendente [Hewitt e Roberts (1969)]; (b) Vertical descendente [Oshinowo e Charles (1974)].

Na figura 6.1a a ordenada, $\rho_a j_a^2$, traduz o fluxo da quantidade de movimento superficial do ar, onde j_a é a velocidade superficial do ar; analogamente, na abscissa tem-se o fluxo da quantidade

de movimento superficial da água, $\rho_c j_c^2$, onde j_c é a velocidade superficial da água. As velocidades superficiais são dadas por:

$$j_a = \frac{G \cdot x}{\bar{R}_a} \quad (6.1)$$

$$j_c = \frac{G \cdot (1-x)}{\rho_c} \quad (6.2)$$

Na eq. (6.1) a densidade do ar, $\bar{R}_a$, é a densidade média do ar calculada entre o ponto de mistura, M, e a saída do bocal. No ponto de mistura foi medida a pressão, P_M , e à saída admite-se a pressão atmosférica, P_{atm} . Logo, tratando o ar como um gás perfeito, tem-se que:

$$\bar{\rho}_a = \frac{P_M + P_{atm}}{2 \cdot R_a \cdot T} \quad (6.3)$$

onde T é a temperatura da mistura ar/água no duto de mistura calculada conforme a eq. (5.17).

Segundo Carey (1992), as fronteiras entre os padrões de escoamento do mapa ilustrado na figura 6.1a foram estabelecidas a partir de observação visual para uma série de experimentos através de tubos transparentes. Dado que os padrões foram julgados de acordo com as aparências dos escoamentos, as fronteiras devem ser interpretadas como limites médios de transição entre dois padrões de escoamento. Consequentemente, o mapa ilustrado na figura 6.1a deve ser tomado como um guia aproximado dos padrões de escoamento, posto que fluxos de quantidades de movimento superficiais não são adequados para representar outros fatores que podem influenciar nos padrões de escoamento, tais como propriedades físicas dos fluidos e o diâmetro do canal. Isso não quer dizer que tal mapa não possa ser aplicado para o escoamento analisado nesta pesquisa, pois foi levantado para os mesmos fluidos, isto é, ar e água, e para diâmetros de tubos de 10 a 30 mm [Collier e Thome (1996)].

Na figura 6.1b a ordenada é dada pela raiz quadrada da relação entre as vazões volumétricas de ar e água, Q_a e Q_c respectivamente, enquanto que na abscissa tem-se a relação entre o número de Froude, Fr , para um escoamento bifásico e a raiz quadrada de um parâmetro aqui chamado B , onde

$$Fr = \frac{j^2}{g \cdot d_m} \quad (6.4)$$

$$B = \frac{\mu_{líquido} / \mu_{água}}{\left[(\rho_{líquido} / \rho_{água}) (\sigma_{líquido-ar} / \sigma_{água-ar})^3 \right]^{1/4}} \quad (6.5)$$

e j é a velocidade superficial do escoamento bifásico⁴⁹, dada por

$$j = \frac{Q_a + Q_c}{(\pi/4) \cdot d_m^2} \quad (6.6)$$

⁴⁹ Para o cálculo das vazões volumétricas é necessário o conhecimento das densidades do ar e da água. Como a densidade do ar é variável dentro do duto de mistura, como foi feito na eq. (6.1), no cálculo de Q_a também foi utilizada a eq. (6.3).

Como neste trabalho de pesquisa o líquido utilizado é a própria água $B = 1$. Fr traduz a influência do campo gravitacional no escoamento, dada a presença da aceleração da gravidade, g , na sua formulação [eq. (6.4)].

As figuras 6.2 a 6.5 apresentam os mapas para todos os oito bocais testados segundo as relações geométricas estudadas. Nestas figuras foram mantidas as mesmas escalas da figura 6.1 para facilitar a comparação. A figura 6.2 apresenta os resultados da influência do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de água. A figura 6.3 mostra a influência do comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro. Na figura 6.4 é mostrada a influência da relação de expansão do fluxo de ar e na figura 6.5 os resultados para o bocal # 8.

Comparando estas figuras com os mapas da figura 6.1 pode-se ver claramente que, para todos os bocais, os padrões de escoamento encontrados são do tipo anular e “wispy annular”⁵⁰, segundo a figura 6.1a e saindo da zona de espumante (“froth”), passando pela de escoamento anular e terminando na de escoamento nebulizado (“droplet”) para o mapa da figura 6.1b. Aproximadamente, para a figura 6.1a, o padrão “wispy annular” ocupa a região $\rho_{a,j_a}^2 > 10^2$ e $\rho_{c,j_c}^2 > 10^3$, enquanto o padrão anular ocupa a região $\rho_{a,j_a}^2 > 10^2$ e $\rho_{c,j_c}^2 < 10^3$.

Especificamente em relação aos resultados das figuras 6.2a a 6.5a, no padrão de escoamento “wispy annular”, o filme de líquido apresenta-se relativamente fino com uma considerável quantidade de líquido disperso formando aglomerados semelhantes a longos e irregulares filamentos no núcleo do escoamento. O filme de líquido apresenta várias bolhas pequenas de gás no seu interior [Collier e Thome (1996)]. O fato de que em todos os bocais ensaiados a grande maioria dos pontos tenha situado-se nesta região é muito importante para os futuros comentários que serão feitos ao tratar-se dos resultados de espessura de filme de líquido via aparato óptico.

O padrão anular diferencia-se do anterior relativamente ao comportamento da fase líquida no núcleo do escoamento. Aqui o líquido apresenta-se totalmente disperso em forma de gotas sem aglomeração. O filme de líquido é contínuo, isto é, raramente possui bolhas de gás e uma considerável variação de amplitudes de onda está presente na interface gás/líquido. Tanto neste padrão de escoamento como no anterior, o entranhamento de líquido no núcleo do escoamento deve-se ao arraste e conseqüente cisalhamento destas ondas [Collier e Thome (1996)].

Os pontos de menores valores da taxa de quantidade de movimento superficial de água, ρ_{c,j_c}^2 , correspondem também aos menores valores de vazão mássica de água, W_c . Grosseiramente falando, valores de $\rho_{c,j_c}^2 < 10^4$ correspondem a $W_c < 800$ kg/h e encontram-se dentro da região de escoamento anular. Acima destes valores pode-se dizer que o escoamento apresenta padrão do tipo “wispy annular”.

Os diversos níveis na ordenada (isto é, para ρ_{a,j_a}^2 crescentes) dizem respeito aos valores de pressão de suprimento de ar, P_{a0} . Nas figuras 6.2a a 6.5a um aumento dessas pressões correspondem a aumentos de ρ_{a,j_a}^2 .

Outra característica geral que pode ser apontada nas figuras 6.2a a 6.5a é que a maioria dos pontos localizam-se na região de escoamento “wispy annular”.

Em relação à figura 6.1b, embora grande parte dos resultados obtidos (figuras 6.2b a 6.5b) para todos os bocais situem-se fora dos seus limites em relação à abscissa, $Fr/B^{0.5} > 10^5$, pode-se tirar algumas informações importantes.

Os resultados que se encontram dentro dos limites do mapa ilustrado na figura 6.1b permitem associá-los à zona de transição entre o escoamento espumante e anular. Seguindo a tendência das zonas ilustradas naquele mapa, pode-se dizer que os resultados tendem a encaminhar-se à zona de escoamento nebulizado. A zona inicial (transição entre espumante e anular) corresponde a valores de vazão mássica de água maiores que 1000 kg/h e valores de relação entre as vazões mássicas de ar e água, RAL , menores que 0,1. À medida que W_c diminui e RAL aumenta é razoável supor que o padrão de escoamento deixe de ser anular para tornar-se disperso, com baixos valores de W_c ($W_c < 500$ kg/h) e altos valores de RAL ($RAL > 0,3$).

⁵⁰ Especificamente para este padrão de escoamento não se encontrou um termo equivalente em Português. Sendo assim, sempre que for citado, usar-se-á o termo em inglês.

Concluindo, segundo o mapa de Hewitt e Roberts (1969), figura 6.1a, para $W_c > 800$ kg/h (o que corresponde aproximadamente a $RAL < 0,1$) o padrão de escoamento seria do tipo “wispy annular”, e para $W_c < 800$ kg/h seria do tipo anular. Segundo Oshinowo e Charles (1974), figura 6.1b, para $W_c > 1000$ kg/h (correspondendo a $RAL < 0,1$) o padrão seria uma mistura do tipo espumante e anular (talvez o próprio “wispy annular”), para 500 kg/h $< W_c < 1000$ kg/h ($0,1 < RAL < 0,3$) o padrão seria de um anular mais definido e para $W_c < 500$ ($RAL > 0,3$) o escoamento situaria-se na zona do escoamento nebulizado. Obviamente as conclusões segundo o mapa de Oshinowo e Charles (1974) para $W_c < 1000$ kg/h ($RAL < 0,1$) são somente especulativas, uma vez que os resultados que encontram-se nesta faixa situam-se fora daquele mapa.

Na figura 6.2a, pode-se observar que a única influência do ângulo θ no padrão de escoamento encontrado dentro dos bocais verifica-se para o ângulo intermediário, 57° para o bocal # 2, onde para elevados valores de ρ_{c,j_c}^2 há uma queda nos valores de ρ_{a,j_a}^2 para este bocal dentro da região “wispy annular”. A mesma tendência é observada quanto ao comprimento do duto de mistura, conforme mostra a figura 6.3a. Nas figuras 6.2b e 6.3b não se verifica nenhuma influência de θ e l_m/d_m , respectivamente.

A influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , mostrada nas figuras 6.4a e 6.4b, é um pouco mais substancial que as anteriores. Nota-se claramente que há uma tendência para o bocal # 3, que possui o maior valor de d_m/d_a , de apresentar mais pontos dentro da região de escoamento anular (figura 6.4a), ou na região do escoamento nebulizado (figura 6.4b), do que os bocais # 1 e # 2. Este resultado é contraditório revelando assim uma região bastante controversa. Consequentemente fica clara a necessidade de maiores esclarecimentos do tipo de escoamento que se encontra no fenômeno aqui estudado para baixos valores de vazão mássica de água (ou altos valores de RAL). Outra característica desta figura diz respeito ao bocal # 2 que apresenta o mesmo comportamento que nas figuras anteriores, ou seja, para elevados valores de ρ_{c,j_c}^2 há uma queda nos valores de ρ_{a,j_a}^2 dentro da região “wispy annular” (figura 6.4a).

Somente a título de comentário, pode-se observar que a quantidade de pontos para o bocal # 1 é muito maior que para os outros dois na figura 6.4. Isso se deve a que ao iniciar a fase de testes o bocal # 1 foi explorado com uma discretização dos pontos muito maior que para os demais 7 bocais. Após os ensaios deste primeiro bocal, foi feita uma análise dos pontos obtidos e verificou-se que muitos deles poderiam ser desprezados sem que se prejudicasse a qualidade do trabalho. Para o bocal # 1 foram levantados em torno de 190 pontos, enquanto que para os demais, em torno de 100 pontos.

Finalmente, os resultados referentes ao bocal # 8 podem ser vistos na figura 6.5. Com relação a este bocal, dado que o diâmetro do seu duto de mistura é de 11,4 mm, também apresenta um deslocamento dos pontos para a esquerda posicionando um pouco mais de pontos na região do escoamento anular [segundo mapa de Hewitt e Roberts (1969), figura 6.5a], ou na região do escoamento nebulizado [segundo mapa de Oshinowo e Charles (1974), figura 6.5b].

Figura 6.2 Influência do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de líquido, θ , nos padrões de escoamento bifásico no interior dos bocais “Y-Jet⁵¹”.

(a) segundo mapa da figura 6.1a; e (b) segundo mapa da figura 6.1b.

⁵¹ Nas legendas deste e dos demais gráficos, B # 2 significa Bocal # 2, a assim sucessivamente. Na sequência, após o símbolo de igualdade é apontado o valor da variável ou relação intrínseca ao bocal. Por exemplo, B # 2 = 57 graus significa Bocal # 2 cujo ângulo θ é de 57°. Utilizou-se a palavra “graus” e não o símbolo (°) devido à uma limitação do “software” utilizado na confecção dos gráficos.

(a)

(b)

Figura 6.3 Influência da relação entre comprimento e diâmetro do duto de mistura, l_m/d_m , nos padrões de escoamento bifásico no interior dos bocais “Y-Jet”.
(a) segundo mapa da figura 6.1a; e (b) segundo mapa da figura 6.1b.

(a)

(b)

Figura 6.4 Influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , nos padrões de escoamento bifásico no interior dos bocais “Y-Jet”. (a) segundo mapa da figura 6.1a; e (b) segundo mapa da figura 6.1b.

(a)

(b)

Figura 6.5 Padrões de escoamento bifásico no interior do bocal # 8.

(a) segundo mapa da figura 6.1a; e (b) segundo mapa da figura 6.1b.

6.2.2 – Vazões Mássicas de Ar e Água

Os resultados mostrados neste item referem-se às variações das vazões mássicas de ar e água em função das diferentes geometrias dos bocais e dos parâmetros de processo. Toda máquina de fluxo, neste caso o compressor de ar e a bomba d'água, possui uma curva característica da pressão a jusante da máquina em função da vazão de operação. A perda de carga do sistema é que define o ponto de operação. Portanto, estudar as variações nas vazões mássicas de ar e água significa verificar as diferentes perdas de carga que as variações dos parâmetros geométricos dos bocais

impõem ao sistema em diversos níveis dos parâmetros de processo, no caso pressões de suprimento de ar e água.

As figuras 6.6 a 6.9 mostram essas variações nas vazões mássicas de ar e água, W_a e W_c , respectivamente. Cada uma dessas figuras apresenta como título o valor da pressão de suprimento de ar, P_{a0} , e na abcissa o valor da pressão de suprimento de água, P_c . O valor apresentado para P_{a0} é uma média de todos os pontos presentes em cada gráfico. O desvio padrão experimental da média de P_{a0} , que pode ser entendido como a incerteza padronizada do tipo A⁵², não ultrapassou a 0,02 bar na maioria dos casos estudados.

De maneira geral os resultados apresentados nas figuras 6.6 a 6.9 permitem concluir que W_a cai com o aumento de P_c e com a diminuição de P_{a0} , enquanto W_c aumenta com o incremento de P_c e a diminuição de P_{a0} . Outra constatação geral que pode ser apontada diz respeito ao comportamento da vazão mássica de ar para baixos valores da pressão de suprimento de água onde nota-se que W_a aproxima-se de um valor constante. Tal comportamento somente pode ser explicado se nesta região o escoamento do ar no seu bocal de alimentação estiver bloqueado. O fenômeno de bloqueio do ar será analisado mais adiante neste capítulo.

A figura 6.6 mostra a influência do ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água sobre as vazões mássicas de ar e água. Como pode-se observar obtém-se vazões mássicas de água ligeiramente maiores para o menor ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água na faixa de pressões de suprimento de água maiores. Para baixos valores de P_c a influência deste ângulo é inexistente sobre W_c . Este comportamento é explicado pela componente na direção lateral da velocidade média da água à saída do seu bocal de alimentação. Chamando u_c a velocidade média da água à saída do seu bocal de alimentação, a componente lateral desta velocidade será dada por $u_c \cdot \sin \theta$, que portanto será menor quanto menor for o ângulo θ . Logo, para o mesmo valor de u_c , a taxa de quantidade de movimento lateral da água é menor para θ pequeno. Concluindo, a descarga de água no duto de mistura dependerá justamente da relação entre os fluxos de quantidade de movimento lateral de água e axial de ar, ou seja, quanto menor for o primeiro para o mesmo valor do segundo, maior será a vazão de água que penetrará no duto de mistura. É justamente isto que mostram as figuras 6.6a e 6.6c, onde para elevados valores de P_c , e portanto de u_c , a taxa de quantidade de movimento lateral da água tem maior influência na comparação entre os três valores de θ , resultando que a vazão mássica de água será um pouco maior para o bocal de menor θ .

Ainda analisando a figura 6.6, vê-se que a vazão mássica de ar, W_a nas figuras 6.6b e 6.6d, é ligeiramente inferior para o menor ângulo θ na região de P_c elevada.

De maneira geral, o que se pode concluir dos resultados apresentados na figura 6.6 é que a influência do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de água é mínima sobre a vazão mássica de ar e ligeiramente significativa sobre a vazão mássica de água.

Na figura 6.7 é apresentada a influência do comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , sobre as vazões mássicas de ar e água. Especificamente para a vazão mássica de ar, figuras 6.7b e 6.7d, verifica-se que W_a é um pouco menor para l_m/d_m pequeno na região de baixos valores da pressão de suprimento de água. Contrariamente, W_a é um pouco maior para l_m/d_m pequeno na região de elevados valores de P_c . Ou seja, há uma ligeira inversão das posições das curvas do menor e do maior l_m/d_m .

⁵² Cfr. Apêndice A.

Figura 6.6 Variações das vazões mássicas de água, W_c , e ar, W_a , em função da pressão de suprimento de água, P_c , e do ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água, θ , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de 6,78 bar, (a) e (b), e 8,75 bar, (c) e (d).

Com relação à vazão mássica de água, figuras 6.7a e 6.7c, verifica-se que para o mesmo valor de P_c esta vazão é maior quanto menor for l_m/d_m . Além disso, este efeito diminuiu um pouco com a redução de P_c . Visto de outra maneira, para baixos valores de W_c , é necessário uma pressão de suprimento de água maior quanto maior for l_m/d_m para obter-se a mesma vazão mássica de água.

Este comportamento leva a concluir que o comprimento do duto de mistura exerce uma significativa influência sobre a descarga de água e, de maneira geral, pode-se dizer que a vazão mássica de água é muito mais susceptível às mudanças no comprimento do duto de mistura que a vazão mássica de ar.

A figura 6.8 mostra como a relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , influi nos valores das vazões mássicas que estão sendo aqui consideradas. Quanto à vazão mássica de água, figuras 6.8a e 6.8c, observa-se que, para o mesmo valor de P_c , W_c é muito maior para a maior razão d_m/d_a . Esta tendência é menor para baixos valores de P_c . Verifica-se também que a curva de W_c é praticamente linear para a razão $d_m/d_a = 2,00$.

Figura 6.7 Variações das vazões mássicas de água, W_c , e ar, W_a , em função da pressão de suprimento de água, P_c , e do comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de 6,82 bar, (a) e (b), e 8,78 bar, (c) e (d).

A influência de d_m/d_a em W_a também é bastante considerável. Para a região de baixos valores de P_c tanto a maior quanto a menor razão d_m/d_a produzem praticamente os mesmos valores de W_a . Conforme P_c aumenta a curva para a menor razão d_m/d_a torna-se mais sensível às variações de P_c do que a curva para a maior razão d_m/d_a , fazendo com que os valores de W_a diminuam de maneira mais acentuada. Para elevados valores de P_c as curvas para as duas menores razões d_m/d_a tendem aos mesmos valores. Chama a atenção a curva de W_a para a razão d_m/d_a intermediária na região de baixos valores de P_c . Já foi dito anteriormente que nesta região o fluxo de ar encontra-se bloqueado, daí a constância nos valores de W_a . Observando a tabela 6.1 pode-se verificar que o diâmetro do bocal de alimentação de ar, d_a , para os bocais # 2 e # 3 possuem o mesmo valor, isto é, 6 mm, enquanto que este diâmetro é de 5,5 mm para o bocal # 1, justamente o bocal para o qual a razão d_m/d_a apresenta o valor intermediário dentre as três comparadas nos resultados da figura 6.8. Ora, para a mesma pressão de suprimento de ar, P_{a0} , é justamente o diâmetro da menor restrição ao escoamento de ar, no caso d_a , quem limitará a vazão mássica de ar devido à bloqueagem. Mais ainda, esta vazão mássica de ar bloqueada, para o mesmo valor de P_{a0} , será tanto menor quanto menor for d_a . Dentre os três bocais comparados, o bocal # 1 é o que possui menor d_a , logo é o que apresenta na região de escoamento bloqueado (região de baixos valores de P_c), o menor valor de W_a .

Como conclusão geral dos resultados mostrados na figura 6.8 pode-se apontar que tanto a vazão mássica de ar como a de água são altamente sensíveis a variações na relação de expansão do fluxo de ar.

Figura 6.8 Variações das vazões mássicas de água, W_c , e ar, W_a , em função da pressão de suprimento de água, P_c , e da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de 6,82 bar, (a) e (b), e 8,78 bar, (c) e (d).

A figura 6.9 apresenta as curvas de W_a e W_c para o bocal # 8. Comparando as curvas de W_c e W_a deste bocal com os demais verifica-se que o valor máximo de W_c é menor que os obtidos para os outros sete bocais e W_a maior. Como o bocal # 8 possui, dentre todos os oito bocais, o menor valor para o diâmetro do bocal de alimentação de água⁵³, $d_c = 4,4$ mm, e o maior valor para o diâmetro do bocal de alimentação de ar, $d_a = 7,2$ mm, era de se esperar que para este bocal a vazão mássica de água não atingisse valores tão elevados como nos demais e que a vazão mássica de ar chegasse a valores relativamente maiores que os outros sete bocais. Verificam-se também dois comportamentos distintos para todas as curvas. Para P_{a0} de 6,80 bar observa-se essa mudança para $5 \text{ bar} < P_c < 6 \text{ bar}$ e para P_{a0} de 8,76 bar essa mudança ocorre para $7 \text{ bar} < P_c < 8 \text{ bar}$. As curvas relativas à vazão mássica de ar, figuras 6.9b e 6.9d, dão melhores pistas para compreensão desse fenômeno. Na região de baixos valores de P_c a vazão mássica de ar apresenta-se relativamente constante definindo assim a zona de bloqueio. Posteriormente observa-se uma queda brusca de W_a em função do aumento P_c até as faixas de P_c acima indicadas onde inicia-se uma mudança no comportamento da queda de W_a , tornando-se ligeiramente mais suave para depois voltar a cair mais bruscamente. Uma explicação plausível para este fenômeno é que tais zonas de mudança de comportamento correspondem a locais de onde a taxa de quantidade de movimento lateral de água passa a exercer um domínio mais significativo sobre a taxa de quantidade de movimento axial de ar no ponto de mistura, pois quando verifica-se essa suavização na curva de $W_a \times P_c$, para o mesmo valor de P_c , a curva de $W_c \times P_c$ apresenta uma repentina mudança de inclinação. Mais que isso é difícil de se concluir, pois seriam necessárias variações em torno da geometria específica do bocal # 8 para entender com melhor exatidão o que realmente ocorreu com este bocal⁵⁴.

⁵³ Cfr. Este e demais parâmetros geométricos do bocal # 8 encontram-se nas tabelas 4.2 e 6.1.

⁵⁴ Lembrar que a zona de expansão do fluxo de ar para este bocal é cônica, conforme ilustrado na figura 4.25.

Figura 6.9 Variações das vazões mássicas de água, W_c , e ar, W_a , para o bocal # 8 em função da pressão de suprimento de água, P_c , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de 6,80 bar, (a) e (b), e 8,76 bar, (c) e (d).

6.2.3 – Estudo da Pressão no Ponto de Mistura

Para projetos e pesquisas de bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet” é muito importante conhecer-se o comportamento do escoamento no duto de mistura. Em vista disso, quanto mais ricas e seguras forem as informações no ponto de mistura, melhores serão as possibilidades de se estabelecer hipóteses que sejam, ao mesmo tempo, simplificadoras e precisas. Uma das informações de maior relevância é o conhecimento da pressão no ponto de mistura, P_M .

Assim como nas variáveis anteriores, também foi feito um estudo paramétrico da relação entre a pressão no ponto de mistura e a pressão de suprimento de ar, P_M/P_{a0} , em função das relações geométricas dos bocais e da relação entre as vazões mássicas de ar e água⁵⁵, RAL .

Os resultados para os bocais # 1 a # 7 são apresentados nas figuras 6.10 a 6.12. Em termos qualitativos todos os resultados apresentam-se iguais, ou seja, a pressão no ponto de mistura, P_M , decresce com o incremento da relação entre as vazões mássicas de ar e água, RAL . Este comportamento tem como explicação que o incremento em RAL é um resultado simultâneo do aumento da vazão mássica de ar e da diminuição da vazão mássica de água. Em outras palavras, o aumento em RAL provoca um domínio da taxa de quantidade de movimento do ar sobre a taxa de quantidade de movimento lateral de água. Como consequência a pressão no ponto de mistura passa a ser controlada quase que exclusivamente pela expansão do ar. Não havendo uma contrapressão significativa por parte do escoamento de água a queda de pressão é considerável. Tal comportamento é característico para qualquer expansão de um fluido compressível. Dessa argumentação também pode-se deduzir que a pressão no ponto de mistura, e posteriormente ao longo do mesmo duto, é controlada pela taxa de quantidade de movimento lateral de água.

⁵⁵ $RAL = W_a/W_c$.

Com relação aos resultados específicos, na figura 6.10 é mostrada a influência do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de água sobre a relação P_M/P_{a0} em função de RAL . Praticamente não há diferença entre os resultados, donde se conclui que o ângulo θ não exerce influência sobre a pressão no ponto de mistura.

Figura 6.10 Influência do ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água, θ , sobre a relação P_M/P_{a0} em função de RAL .

Na figura 6.11 mostra-se como o comprimento do duto de mistura influi em P_M/P_{a0} . Os resultados mostram que a pressão no ponto de mistura aumenta com o incremento do comprimento do duto de mistura. Este comportamento é coerente com a queda de pressão que se dá de maneira mais suave quanto maior for l_m/d_m . Tal resultado poderá ser comprovado no próximo item (6.2.4) ao tratar-se sobre a distribuição de pressão no interior do duto de mistura.

Figura 6.11 Influência do comprimento do duto de mistura normalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , sobre a relação P_M/P_{a0} em função de RAL .

Finalmente, verifica-se que a influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , é a mais significativa das relações geométricas aqui estudadas sobre a pressão no ponto de mistura. Estes resultados podem ser visualizados na figura 6.12. Quanto maior é a relação de expansão, maior é a queda de pressão entre a pressão de estagnação no bocal de alimentação de água, P_{a0} , e a pressão estática no ponto de mistura, P_M . Particularmente para a faixa $0,1 < RAL < 0,4$, a influência de d_m/d_a revela-se mais acentuada.

Figura 6.12 Influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , sobre a relação P_M/P_{a0} em função de RAL .

De modo a se relatar numa só curva a influência de todos os parâmetros analisados nas figuras 6.10 a 6.12 foi proposta uma correlação para P_M/P_{a0} através de um programa desenvolvido por Jabardo (1999). Esta correlação juntamente com os resultados obtidos para os bocais # 1 a # 7 são mostrados na figura 6.13. A correlação obtida foi:

$$\frac{P_M}{P_{a0}} = 0,169 + 0,81 \cdot \exp \left[-0,675 \cdot \left(\frac{l_m}{d_m} \right)^{-0,38} \cdot \left(\frac{d_m}{d_a} \right)^4 \cdot \theta^{-0,22} \cdot RAL^{0,87} \right] \quad (6.7)$$

A correlação apresentada na eq. (6.7) é válida para as faixas utilizadas neste trabalho, isto é: $0 \leq RAL \leq 1$; $3,5 \leq l_m/d_m \leq 10$; $1,67 \leq d_m/d_a \leq 2$; e $45^\circ < \theta < 70^\circ$. Nesta correlação, necessariamente, θ deve ser fornecido em radianos.

Como pode ser visto na figura 6.13 há uma boa concordância entre os pontos experimentais e a previsão pela correlação da eq. (6.7).

Ao analisar-se os resultados sobre as pressões de suprimento de ar e água, observou-se um comportamento semelhante ao da relação P_M/P_{a0} para a relação P_c/P_{a0} e que poderiam ser resumidos de forma similar à da eq. (6.7). Como tal resultado não se insere no contexto deste item (sobre pressão no ponto de mistura) ele é apresentado no Apêndice H.

Figura 6.13 Correlação para P_M/P_{a0} e comparação com dados experimentais para os bocais # 1 a # 7.

Os resultados de P_M/P_{a0} para o bocal # 8 são apresentados na figura 6.14. Esses resultados não foram incluídos na análise anterior, para os bocais # 1 a # 7, dada a tendência peculiar da curva P_M/P_{a0} em função de RAL para este bocal que assemelha-se às obtidas para os demais bocais somente para $RAL > 0,3$ aproximadamente. No trecho anterior, para baixos valores de RAL , apresenta uma inflexão em relação aos outros bocais. O comportamento do escoamento nesta região, como já foi explicado anteriormente, é dominado quase que exclusivamente pela descarga de água. A inflexão da curva dos resultados neste trecho revela uma capacidade particular deste bocal de manutenção da pressão de alimentação do ar, P_{a0} , característica esta que está intimamente relacionada ao menor valor do diâmetro do seu bocal de alimentação de água⁵⁶ e do formato cônico de transição entre seu bocal de alimentação de ar e o duto de mistura.

Figura 6.14 Relação P_M/P_{a0} em função de RAL para o bocal # 8.

⁵⁶ A relação d_m/d_c para os bocais # 1, # 2, # 4, # 5, # 6 e # 7 vale 1,25; para o bocal # 3 é de 1,5; e para o bocal # 8 é igual a 2,6. Fatalmente esta grande diferença a favor do bocal # 8 deve provocar um comportamento singular do escoamento na região de mistura, efeito este que é minimizado nos demais bocais devido ao baixo valor desta relação. Essa característica ficará mais clara ainda neste capítulo quando for discutida a questão da simetria do escoamento em função do adimensional ϕ que já foi apresentado no Capítulo 3.

A título de enriquecimento dos resultados relativos à pressão no ponto de mistura, a figura 6.15 mostra as curvas da relação P_M/P_c em função de RAL , para as três relações geométricas que estão sendo estudadas, além dos resultados para o bocal # 8.

Estes gráficos são apresentados com o objetivo de ilustrar o comportamento de P_M relativo a P_c . Não se pretende realizar, como nos resultados anteriores, um estudo exaustivo desta relação. Logo são apresentados os resultados para um único valor de P_{a0} , no caso em torno de 8,80 bar.

Analisando os gráficos da figura 6.15, observa-se que o aumento de P_M/P_c está associado ao incremento em RAL . É o comportamento inverso da relação P_M/P_{a0} (figuras 6.10 a 6.14). Para baixos valores de RAL , a taxa de quantidade de movimento lateral de água é dominante sobre o axial de ar e ocorre uma queda de pressão do bocal de alimentação de água para o ponto de mistura relativa à natural descarga de água. Para elevados valores de RAL o comportamento é inverso e chega-se, para $RAL \approx 0,7$, a $P_M/P_c > 1$. Para toda a faixa de RAL ilustrada nestes gráficos deve-se ter em conta que o escoamento no ponto de mistura é bifásico e portanto o comportamento dessas relações, P_M/P_{a0} e P_M/P_c , não é tão óbvio. Ambas as medidas de P_{a0} e P_c são para escoamentos monofásicos e P_M para um escoamento bifásico. O que na verdade ocorre é que, para valores extremos de RAL , há um domínio da taxa de quantidade de movimento de uma fase sobre a mesma taxa da outra fase. O fato de que para elevados valores de RAL obtenha-se $P_M/P_c > 1$ significa que P_M , nestas condições, é determinado pela expansão do ar (nesta região sempre constatou-se que $P_{a0} > P_c$).

Quanto aos resultados particulares, na figura 6.15a vê-se a influência do ângulo θ sobre P_M/P_c . Como nos demais resultados até agora apresentados há um comportamento irregular para o bocal # 4, $\theta = 45^\circ$. Observa-se também que, para $RAL < 0,3$, P_M/P_c aumenta com o incremento de θ . Para $RAL > 0,3$ os resultados são similares verificando-se menor influência de θ .

A influência do comprimento do duto de mistura, analisada aqui pela relação l_m/d_m , é apresentada na figura 6.15b. Os resultados são semelhantes aos obtidos para W_c em função de P_c (figuras 6.7a e 6.7c), ou seja, na direção do aumento de RAL verifica-se uma inversão nos resultados para a menor e a maior relação l_m/d_m .

A figura 6.15c mostra como a relação de expansão do ar, d_m/d_a , influi em P_M/P_c . Para $RAL < 0,1$ praticamente não há diferenças entre os resultados dos bocais # 1 e # 2. Nesta mesma faixa o valor de P_M/P_c é menor para o bocal # 3, de maior relação d_m/d_a . Para $RAL > 0,1$ a influência da maior relação de expansão (bocal # 3) passa a ser mais marcante obtendo sempre os maiores valores de P_M/P_c .

Os mecanismos que explicam os diversos comportamentos dos resultados apresentados nas figuras 6.15a a 6.15c já foram exaustivamente discutidos nos resultados anteriores.

Finalmente a relação P_M/P_c para o bocal # 8 é ilustrada na figura 6.15d. Como pode-se observar, para a região $0,1 < RAL < 0,2$, a pressão no ponto de mistura é fortemente sensível à diminuição da vazão mássica de água⁵⁷. Após esta região a influência de RAL sobre P_M/P_c é muito pequena para o bocal # 8.

⁵⁷ O aumento de RAL se dá pelo simultâneo incremento de W_a e diminuição de W_c . Para baixos valores de RAL a diminuição de W_c é mais intensa que o aumento de W_a . Isso ocorreu em todos os oito bocais testados.

Figura 6.15 P_M/P_c em função RAL . (a) influência do ângulo θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultado para o bocal # 8.

6.2.4 – Distribuição de Pressão no Duto de Mistura

Nesta seção passa-se à apresentação dos resultados da distribuição de pressão ao longo do duto de mistura e, ao final, apresenta-se um estudo da queda de pressão dentro do duto de mistura. Antes disso alguns esclarecimentos devem ser feitos.

Como já foi apontado no capítulo 4, exceto para os bocais # 6 e # 8, foram realizadas medições de pressão em três seções transversais posicionadas na direção e sentido longitudinal do duto de mistura, chamadas pressão do ponto de mistura, P_M , pressão intermediária, P_1 , e pressão próxima à saída do duto de mistura, P_2 . Para os bocais # 6 e # 8, foram feitas medições somente para P_M e P_2 . As posições de tomada de cada uma dessas pressões para os oito bocais testados podem ser revistas na tabela 4.3. Nos gráficos a seguir, os pontos experimentais devem ser interpretados, no sentido crescente do eixo z , como P_M , P_1 e P_2 (para os bocais # 1 a # 5 e # 7) e P_M e P_2 (para os bocais # 6 e # 8).

Para facilitar a interpretação dos resultados os pontos experimentais foram ligados através de linhas suavizadas e tracejadas. Como é evidente, para os resultados dos bocais # 6 e # 8, estas linhas sempre serão retas, que não deverão ser tomadas como tradução correta da distribuição de pressão para estes bocais, mas apenas indicam a tendência desta distribuição.

Os resultados são apresentados conforme o esquema que já vem sendo utilizado neste capítulo, isto é, explorando as relações geométricas para cada parâmetro de processo que se deseja analisar. Como a quantidade de gráficos de distribuição de pressão que poderiam ser apresentados é muito grande, optou-se por mostrar os resultados para três níveis de pressão de suprimento de ar, P_{a0} , e vazão mássica de água, W_c . Os valores escolhidos foram: para P_{a0} em torno de 4,8 bar; 6,8 bar; e 8,8 bar; para W_c em torno de 246 kg/h; 1075 kg/h; e 2015 kg/h. Diz-se “em torno de” porque durante as medições é quase impossível manipular o sistema de tal forma a obter-se sempre os mesmos valores para P_{a0} e W_c , ainda mais no caso da vazão mássica de água cujo ajuste era manual. Desta maneira, os resultados são apresentados fixando-se o valor de W_c e P_{a0} e então verificando a influência das relações geométricas. A seguir mantém-se o valor de W_c e eleva-se o de P_{a0} e volta-se a analisar as diversas relações geométricas. Procede-se desta maneira até o terceiro e último

valor de P_{a0} . Terminando esta que seria a primeira série de resultados, parte-se para o segundo valor de W_c e termina-se na terceira série com o maior valor de W_c . Para esta última série não são apresentados resultados para P_{a0} de 4,8 bar, mas somente de 6,8 bar e 8,8 bar. Isto porque não foi possível manter a pressão de suprimento de ar a baixos níveis com elevados valores de W_c ⁵⁸. Seguindo esta linha de apresentação, as figuras 6.16 a 6.18 referem-se à primeira série de resultados para $W_c = 246$ kg/h; as figuras 6.19 a 6.21 à segunda para $W_c = 1075$ kg/h; e as figuras 6.22 e 6.23 à terceira série para $W_c = 2015$ kg/h.

Analisando os resultados de todas essas figuras verifica-se, de maneira geral, que a influência do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de água, θ , é muito pequena para quaisquer dos casos apresentados nas figuras 6.16 a 6.23. Já a influência tanto do comprimento do duto de mistura, adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , como da razão de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , são mais expressivas em todos os casos considerados.

Para W_c de 246 kg/h (figuras 6.16 a 6.18) verifica-se uma suave diminuição da queda de pressão de P_M a P_1 e um aumento desta queda entre P_1 e P_2 com o incremento de P_{a0} . Embora estes resultados não possam ser visualizados para os bocais # 6 e # 8, devido à limitação de tamanho, é razoável supor que o comportamento da distribuição de pressão para esses dois bocais também seja semelhante ao encontrado para os demais.

Uma observação deve ser feita com relação às figuras 6.16c e 6.18d. Nestas figuras observa-se um aumento da pressão ao longo do duto de mistura. Partindo do princípio que todos os dados espúrios foram eliminados, conforme é discutido no Apêndice E, tais comportamentos não devem ser tomados como resultantes de erros de medição. Para explicar tal fato deve-se levar em consideração que, para baixos valores de W_c , observa-se elevados valores de W_a para todos os pontos experimentais que foram realizados⁵⁹. Isto equivale a dizer que, em tais condições, a taxa de quantidade de movimento ao longo do duto de mistura é maior para o ar que para a água e que portanto tais resultados deveriam ser interpretados aproximadamente como um escoamento somente de ar. Em se tratando de um escoamento compressível por parte do ar e tomando grosseiramente a geometria de um bocal “Y-Jet” desde o bocal de alimentação de ar até o duto de mistura como sendo a de um difusor, verifica-se que ocorreria um aumento de pressão no interior do duto de mistura se o escoamento nestes casos fosse supersônico. Tal comportamento justificaria os resultados para o bocal # 3 na figuras 6.16c ($P_{a0} = 4,8$ bar), e para o bocal # 8 na figura 6.18d ($P_{a0} = 8,8$ bar).

Também verifica-se que a medida que P_{a0} aumenta, para W_c em torno de 246 kg/h (figuras 6.17 e 6.18), o valor da pressão entre P_M e P_1 é praticamente constante, para todos os bocais nos quais é possível observar isto. O comportamento neste trecho sugere um escoamento muito próximo da condição sônica, com número de Mach ligeiramente maior que a unidade. Particularmente, chama a atenção o comportamento do bocal # 7 na figura 6.18b, onde no trecho entre P_M e P_1 observa-se claramente que $P_1 > P_M$. Finalmente, em todos esses casos citados, observa-se uma repentina queda da pressão entre P_1 e P_2 , muito provavelmente associada à presença de uma onda de choque entre esses dois pontos, que leva o escoamento à condição subsônica em algum ponto entre P_1 e P_2 .

Por outro lado, baixos valores de W_c significam elevados valores de RAL , como já foi verificado em outros resultados anteriores. Na prática, raramente os bocais do tipo “Y-Jet” operam com elevados valores de RAL ; geralmente sua faixa de operação situa-se em $RAL < 0,2$. Isto equivale a dizer que escoamentos supersônicos dentro do duto de mistura são praticamente inexistentes para este tipo de bocal nas suas condições normais de operação.

Para a segunda série de resultados, isto é, com $W_c = 1075$ kg/h (figuras 6.19 a 6.21), verifica-se um comportamento praticamente linear da distribuição de pressão no duto de mistura para todos os resultados. Na terceira série, $W_c = 2015$ kg/h (figuras 6.22 e 6.23) a distribuição de pressão apresenta-se ainda fortemente linear.

⁵⁸ Esta era uma limitação do equipamento de que se dispunha para o fornecimento de ar comprimido.

⁵⁹ Cfr. Item 6.2.2 deste capítulo.

Com o aumento tanto de P_{a0} como de W_c é notável a magnitude do valor da pressão próxima à saída do duto de mistura, P_2 . Para $P_{a0} = 8,8$ bar e W_c em torno de 2015 kg/h observa-se que $P_2 > 2,5$ bar. Uma vez que a pressão ambiente na qual esses bocais descarregavam era a atmosférica⁶⁰, a diferença entre estes valores sugere uma análise mais detalhada sobre a possibilidade de bloqueio por atrito ou a presença de ondas de choque próximas à saída do duto de mistura, ou ainda a presença de ondas de expansão situadas à jusante da saída dos bocais. Esta análise será feita no próximo item (6.2.5) ao tratar-se da bloqueio do fluxo de ar à saída dos bocais testados.

Finalmente, voltando à constatação sobre a linearidade da distribuição de pressão dentro do duto de mistura verificada para $W_c > 1000$ kg/h (figuras 6.19 a 6.23), é preciso recordar que foi justamente esta característica que permitiu estabelecer uma das mais fortes hipóteses simplificadoras da análise teórico-experimental que foi apresentada no capítulo 5.

Naquele capítulo foi dito que tal modelagem somente foi aplicada para os casos onde se julgava haver uma simetria do escoamento de água dentro do duto de mistura. Tais casos são aqueles já apresentados no capítulo 3 que referem-se a combinações dos parâmetros geométricos dos bocais e de processo que resultariam numa distribuição simétrica do fluxo de água dentro do duto de mistura. O adimensional que indica tal simetria é a razão entre a taxa de quantidade de movimento lateral do jato de água entrando no duto de mistura e a taxa de quantidade de movimento axial do ar, ϕ . Song e Lee (1996) relatam que ocorre esta simetria para $3 < \phi < 5$. Michele *et al.* (1991) e Andreussi *et al.* (1994) obtiveram melhores resultados para esta simetria com $7 < \phi < 11$. O que diferenciou o estudo dos primeiros para os segundos autores foi que Song e Lee (1996) utilizaram nos seus experimentos um bocal “Y-Jet” de seção quadrada e Michele *et al.* (1991) e Andreussi *et al.* (1994) um bocal de seção circular, como no presente trabalho. Provavelmente esta diferença influenciou os resultados. Outra característica que pode ter influenciado nesta diferença foi o método experimental utilizado pelos autores. Song e Lee (1996) realizaram seus estudos com um modelo transparente de bocal através de fotos instantâneas do escoamento no duto de mistura e posteriormente da análise de simetria do “spray” gerado à saída do bocal. Andreussi *et al.* (1994) mediram a espessura média do filme de líquido no duto de mistura próximo à saída do bocal (saída do duto de mistura) através de técnicas de medição de impedância.

Adiantando o que será visto nos resultados relativos às medições realizadas com o aparato óptico, em todos os bocais testados, valores de $\phi > 3$ só foram alcançados para $W_c > 1000$ kg/h. Assim para $W_c > 1000$ kg/h os resultados das figuras 6.19 a 6.23 indicam que as distribuições de pressão dentro dos dutos de mistura podem ser adotadas como lineares, confirmando a hipótese formulada na análise teórico-experimental.

⁶⁰ Em média a pressão atmosférica no laboratório durante os testes foi de 0,95 bar aproximadamente.

Figura 6.16 Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 4,8 bar e 246 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.

Figura 6.17 Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 6,8 bar e 246 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.

Figura 6.18 Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 8,8 bar e 246 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.

Figura 6.19 Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 4,8 bar e 1075 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.

Figura 6.20 Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 6,8 bar e 1075 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.

Figura 6.21 Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 8,8 bar e 1075 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.

Figura 6.22 Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 6,8 bar e 2015 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.

Figura 6.23 Distribuição de pressão nos dutos de mistura dos bocais testados para P_{a0} e W_c em torno de 8,8 bar e 2015 kg/h, respectivamente. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.

Passa-se agora para a discussão da queda de pressão no interior do duto de mistura dos bocais testados. Para expressar esta queda de pressão foi utilizado o seguinte parâmetro adimensional: $\frac{(P_M - P_2)/P_{a0}}{\Delta z/d_m}$, onde Δz é a distância entre os pontos de medição de pressão no ponto

de mistura, P_M , e à saída do bocal, P_2 . Para os bocais # 1, # 2, # 3, # 4 e # 5 esta distância é de 42,5 mm; para os bocais # 6, # 7 e # 8 é de 27,5 mm, 92,5 mm e 17,8 mm, respectivamente⁶¹.

O termo $(P_M - P_2)/P_{a0}$ expressa a queda de pressão em função da pressão de suprimento de ar. O termo $\Delta z/d_m$ indica a influência da distância entre as tomadas de pressão.

As figuras 6.24 a 6.27 mostram os resultados encontrados segundo a análise geométrica utilizada. Nestas figuras o termo utilizado para expressar a queda de pressão é analisado em função da relação entre as vazões mássicas de ar e água, RAL .

De maneira geral pode-se observar para todos os bocais que a queda de pressão diminui com o incremento de RAL . Deste comportamento pode-se extrair uma primeira e fundamental conclusão: a queda de pressão no interior do duto de mistura é governada principalmente pela vazão mássica de água. Baixos valores de RAL indicam que $W_c \gg W_a$; observando os resultados pode-se dizer que para $RAL < 0,5$ a influência da relação entre essas vazões mássicas é bastante significativa. Para $RAL > 0,5$ esta influência é praticamente desprezível. Esta conclusão, que já havia aparecido de maneira indireta em outros resultados, revela-se aqui de maneira marcante.

Figura 6.24 Influência do ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água, θ , sobre queda de pressão no interior do duto de mistura em função de RAL .

Analisando especificamente os resultados, na figura 6.24 observa-se que a perda de carga no interior do duto de mistura é quase insensível ao ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água, θ . A única ligeira diferença salienta-se na região de baixos valores de RAL ($RAL < 0,2$), onde os resultados para o bocal # 5 (maior ângulo, $\theta = 70^\circ$) revelam-se um pouco maiores.

A influência do comprimento do duto de mistura, figura 6.25, é grande na região de $RAL < 0,5$ e praticamente inexistente a partir deste ponto. Obviamente, quanto mais curto é o comprimento do duto de mistura, maior será a perda de carga no seu interior, uma vez que em todos os casos a pressão externa aos bocais é a mesma (pressão atmosférica). Necessariamente, grandes perdas de carga sugerem altas taxas de transferência de quantidade de movimento. Neste sentido a taxa de transferência de quantidade de movimento, como pode ser visto nesta figura, é tanto mais elevada quanto menor é o comprimento do duto de mistura. Isto equivale a dizer que os bocais de curtos valores de l_m possuem um processo de atomização mais intenso dentro do próprio duto de mistura.

⁶¹ Lembrar que as tomadas de pressão à saída dos bocais na realidade situam-se a 7,5 mm do plano de saída do duto de mistura (exceto para o bocal # 8 que situa-se a 7,3 mm), devido à limitação física para o acoplamento dos conectores de pressão. Maiores detalhes da localização destas tomadas de pressão podem ser encontrados na figura 4.4 e na tabela 4.3.

A tendência de utilização de bocais do tipo “Y-Jet” cada vez mais curtos vem sendo observada atualmente entre os fabricantes de bocais⁶².

Figura 6.25 Influência do comprimento do duto de mistura normalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , sobre a queda de pressão no interior do duto de mistura em função de RAL .

Na figura 6.26 observa-se a influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , sobre a queda de pressão no interior do duto de mistura. Para a faixa de $0,1 < RAL < 0,6$ nota-se claramente uma grande dispersão entre os resultados para os três bocais analisados. Isto poderia ser explicado em função da vazão mássica de água, W_c . Para valores de RAL muito baixos ($RAL < 0,1$) W_c é tão elevada que praticamente não há influência da relação de expansão do fluxo de ar, uma vez que grandes vazões mássicas de água significam maiores volumes de água na região de mistura dos jatos, o que tende a diminuir a influência desta relação de expansão. À medida que W_c diminui (RAL aumenta) esta influência torna-se mais acentuada até que, para baixos valores de W_c (RAL elevada e escoamento de ar praticamente dominante) a influência de d_m/d_a volta a ser insignificante, para efeitos de perda de carga no interior do duto de mistura. Observa-se também que para o aumento no valor de d_m/d_a a queda de pressão diminui mais acentuadamente. Assim, a utilização de relações de expansão do fluxo de ar muito elevadas é prejudicial à transferência de quantidade de movimento do gás para o líquido⁶³, dado que parte da quantidade de movimento inicial do gás é perdida na expansão deste do seu bocal de alimentação para o duto de mistura, aumentando assim a irreversibilidade deste processo.

Finalmente a figura 6.27 apresenta a perda de carga no interior do duto de mistura em função de RAL para o bocal # 8. Comparando seus resultados com os obtidos para o bocal # 6 (figura 6.25) pode-se novamente constatar, observando os valores na escala vertical destes dois gráficos, que pequenos comprimentos do duto de mistura produzem elevados valores de perda de carga na região de baixos valores de RAL , ou seja $RAL < 0,2$.

⁶² Vide a geometria do bocal # 8, que é a de um bocal comercial.

⁶³ Tanto mais eficaz será a nebulização do líquido quanto mais energia cinética do gás for transferida ao líquido. A taxa de transferência de quantidade de movimento é uma medida indireta desta energia transferida.

Figura 6.26 Influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , sobre a queda de pressão no interior do duto de mistura em função de RAL .

Figura 6.27 Queda de pressão no interior do duto de mistura em função de RAL para o bocal # 8

6.2.5 – Blocagem do Fluxo de Ar

Nesta seção são apresentados os resultados relativos à blocagem do fluxo de ar, juntamente com a teoria clássica de escoamento compressível isentrópico, para uma melhor compreensão dos fenômenos envolvidos.

Como já foi discutido no capítulo 4, a pressão de suprimento de ar, P_{a0} , pode ser tomada como a pressão de estagnação a montante do bocal de alimentação de ar dos bocais *Y-Jet* testados. A pressão estática do ponto de mistura, P_M , é a pressão a jusante do bocal de alimentação. Introduzindo uma grande idealização no modelo, considerou-se isentrópica a descarga de ar do seu bocal de alimentação para o duto de mistura, resultando na seguinte equação [Van Wylen e Sonntag (1976)]:

$$\frac{P_{a0}}{P_M} = \left(1 + \frac{k-1}{2} \cdot M_a^2 \right)^{\frac{k}{k-1}} \quad (6.8)$$

onde M_a é o número de Mach do ar no bocal de alimentação de ar. M_a pode ser isolado na eq. (6.8) que então seria escrita como:

$$M_a^2 = \frac{2}{k-1} \cdot \left[\left(\frac{P_{a0}}{P_M} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right] \quad (6.9)$$

Também é sabido que a vazão mássica por unidade de área para um escoamento isoentrópico num bocal é dada por [Van Wylen e Sonntag (1976)]:

$$\frac{W_a}{A_a} = P_{a0} \cdot \sqrt{\frac{k}{R_a \cdot T_{a0}}} \cdot \frac{M_a}{\left(1 + \frac{k-1}{2} \cdot M_a^2 \right)^{\frac{k+1}{2 \cdot (k-1)}}} \quad (6.10)$$

onde na eq. (6.10) as variáveis já foram ajustadas para o fluido em questão, isto é, o ar.

Por outro lado, para o escoamento bloqueado no bocal de alimentação de ar, $M_a = 1$, a vazão mássica de ar passa a ser máxima e a eq. (6.10) torna-se:

$$\left(\frac{W_a}{A_a} \right)_{máx} = P_{a0} \cdot \sqrt{\frac{k}{R_a \cdot T_{a0}}} \cdot \frac{1}{\left(\frac{k+1}{2} \right)^{\frac{k+1}{2 \cdot (k-1)}}} \quad (6.11)$$

Para analisar o efeito de bloqueio por mudança de área de escoamento nos bocais *Y-Jet* testados, foram comparadas duas curvas. Na primeira foram comparadas a razão entre a vazão mássica de ar medida (vazão mássica real) e a vazão mássica de ar máxima, dada pela eq. (6.11). Na segunda a razão entre a vazão mássica de ar isoentrópica, dada pela eq. (6.10), e a vazão mássica de ar máxima, dada pela eq. (6.11). Esta segunda curva foi montada substituindo-se a eq. (6.9) na eq. (6.10) e depois dividindo-se esta pela eq. (6.11). O resultado final para esta curva é dada pela seguinte equação:

$$\left(\frac{W_a}{W_{a,máx}} \right)_{iso} = \left(\frac{k+1}{2} \right)^{\frac{k+1}{2 \cdot (k-1)}} \cdot \frac{\sqrt{\frac{2}{k-1} \cdot \left[\left(\frac{P_{a0}}{P_M} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right]}}{\left(\frac{P_{a0}}{P_M} \right)^{\frac{k+1}{2 \cdot k}}} \quad (6.12)$$

Nas figuras 6.28 a 6.31 são apresentados os resultados relativos à análise de bloqueio do fluxo de ar segundo o equacionamento apresentado acima. Para todos os gráficos mostrados nessas figuras é traçada, em linha contínua, a curva dada pela eq. (6.12). Para confirmar os pontos que

estão na região de bloqueio foi também traçada a linha para $P_M/P_{a0} = 0,5283$. Considerou-se que todos os pontos que se situaram abaixo desse valor estavam na região de bloqueio do fluxo de ar⁶⁴.

Em todos os gráficos apresentados nessas figuras há um desvio claramente definido da curva de $W_a/W_{a,máx}$ para escoamento compressível isentrópico. Existem diversas irreversibilidades para um escoamento real de um gás qualquer através de um bocal, tal como a expansão brusca do gás da seção de menor para a de maior diâmetro, conhecida como expansão não resistida. Outras irreversibilidades presentes no escoamento real do ar do seu bocal de alimentação para o duto de mistura podem ser consideradas, como o atrito do ar nas paredes dos dutos⁶⁵ e o encontro com o fluxo de água no ponto de mistura que fatalmente cria uma considerável redução na área de passagem do ar, redução essa que variará em função da quantidade de água aportada no duto de mistura, isto é, da vazão mássica de água. O desvio que a vazão mássica real de ar sofre em relação à vazão mássica que seria obtida para um escoamento isentrópico nas mesmas condições pode ser escrita como:

$$C_{Da} = \frac{W_a}{W_{a,iso}} \quad (6.13)$$

onde C_{Da} é o coeficiente de descarga de ar, variável altamente dependente da geometria do bocal, uma vez que a “razão de variação de área da seção transversal ao longo do eixo do bocal é um parâmetro importante no projeto de um bocal eficiente, particularmente na seção divergente” [Van Wylen e Sonntag (1976)]. Na região de bloqueio, para todos os casos C_{Da} ficou em torno de 0,85, exceto para o bocal # 8, situando-se em torno de 0,8.

Outra característica inerente ao escoamento através de um bocal convergente, que é o caso do bocal de alimentação de ar, refere-se à região na qual o número de Mach na saída desse bocal vale 1. A partir do ponto em que se atinge a pressão crítica, $P_M/P_{a0} = 0,5283$, qualquer redução da pressão a jusante do bocal abaixo da crítica não causará variações na vazão mássica. Nessas condições o fluxo deixando o bocal expandirá bruscamente para se equilibrar com a pressão no ponto de mistura. Esse processo de expansão brusca, como já foi referido acima, não é isentrópico.

Concluindo, o afastamento dos dados reais em relação ao escoamento compressível isentrópico deve-se: (1) à expansão brusca do fluxo de ar na região de bloqueio do escoamento, isto é, para os pontos que situam-se em $P_M/P_{a0} \leq 0,5283$; e (2) ao atrito e a mistura com o fluxo de água na região posterior a de bloqueio, ou melhor dizendo, para os pontos que situam-se em $P_M/P_{a0} > 0,5283$.

Cabe ainda discutir se a presença da água no duto de mistura poderia restringir em alguma seção neste duto a passagem do ar. Se esta segunda restrição possuísse uma área de seção transversal menor que aquela do bocal de alimentação do ar os efeitos de bloqueio fatalmente ocorreriam nesta segunda restrição e não na primeira. Diante dos resultados obtidos tal hipótese deve ser descartada. Observando as figuras 6.28 a 6.31 em comparação com as figuras 6.6 a 6.9, vê-se claramente que a região do escoamento bloqueado corresponde à região de baixos valores de vazão mássica e pressão de suprimento de água. Logo, se para altas vazões mássicas de água o escoamento não se encontra bloqueado, o que contribuiria para o fato de que a bloqueio ocorreria à saída do duto de mistura, então deve-se admitir que a bloqueio por mudança de área, quando ocorre, se dá na saída do bocal de alimentação de ar, para todos os casos considerados.

Falando especificamente de cada um dos quatro gráficos das figuras 6.28 a 6.31, verifica-se as seguintes características. Na figura 6.28, que retrata a influência do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de água, nota-se que na região de bloqueio o coeficiente de descarga é pouquíssimo maior para o bocal # 2, com $\theta = 57^\circ$, e que fora desta região, para valores elevados de

⁶⁴ Como é sabido, $P_M/P_{a0} = 0,5283$ para $M_a = 1$, com $k = 1,4$ (ar) [vide eq. (6.8)].

⁶⁵ A irreversibilidade, ou afastamento do escoamento isentrópico devido ao atrito é restrita à camada limite do escoamento [Van Wylen e Sonntag (1976)].

P_M/P_{a0} , esse coeficiente é consideravelmente maior para o bocal # 5, com $\theta = 70^\circ$. Logo, pode-se concluir que o aumento de θ contribui para uma ligeira diminuição dos efeitos de irreversibilidade, principalmente para P_M/P_{a0} próximo de 1, já que a curva obtida para o maior ângulo é a que mais se aproxima da curva para escoamento compressível isentrópico. Isso é coerente com a discussão feita acima para os resultados de W_c e W_a em função de P_c (figura 6.6) onde para o maior ângulo obtêm-se o maior taxa de quantidade de movimento lateral de água elevando assim a pressão no ponto de mistura. Com isso verifica-se novamente que a pressão no ponto de mistura, e consequentemente ao longo do duto de mistura, é muito mais influenciada pela pressão de suprimento de água, P_c , do que pela pressão de suprimento de ar, P_{a0} . Os resultados relativos ao bocal # 4, com $\theta = 45^\circ$, revelam-se consideravelmente irregulares. Apesar de apresentar uma tendência idêntica às obtidas para os bocais # 2 e # 5, ao longo da sua curva de pontos ocorrem acentuadas oscilações em torno desta tendência média. O fato de que, para baixos ângulos de inclinação lateral do bocal de alimentação de água, a taxa de quantidade de movimento lateral de água seja também relativamente baixo deve influir para alguma instabilidade na região de mistura. Tanto nesta figura, como na figura 6.6, essa característica revela-se marcante para os resultados deste bocal e esse comportamento continuará ocorrendo em todos dos demais resultados relativos a este bocal, como serão oportunamente apresentados no decorrer deste capítulo.

Figura 6.28 Influência do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de água, θ , sobre a bloqueio do fluxo de ar.

A figura 6.29 mostra a influência do comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , sobre a curva de $W_a/W_{a,máx}$ em função de P_M/P_{a0} . Há um comportamento regular para as três curvas ilustradas. Para todos os valores de P_M/P_{a0} considerados a razão $W_a/W_{a,máx}$ é decrescente com a diminuição de l_m/d_m , característica que se torna mais acentuada para elevados valores de P_M/P_{a0} . Seguindo o mesmo raciocínio utilizado para a interpretação dos resultados da influência de θ , aqui o aumento do comprimento do duto de mistura contribui, também de maneira pouco intensa, para a diminuição dos efeitos de irreversibilidade. Este comportamento provavelmente ocorre porque o aumento do comprimento do duto de mistura diminui um pouco os efeitos da expansão brusca do ar à saída do seu bocal de alimentação, dado que após o ponto de mistura, precisamente porque o comprimento é maior, a queda de pressão se dá de maneira mais suave do que para baixos comprimentos de mistura.

Figura 6.29 Influência do comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , sobre a bloqueagem do fluxo de ar.

Figura 6.30 Influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , sobre a bloqueagem do mesmo escoamento.

A influência da relação de expansão do ar do seu bocal de alimentação para o duto de mistura, d_m/d_a , sobre a razão $W_a/W_{a,máx}$ é ilustrada na figura 6.30. Observa-se nesta figura que na região de bloqueagem do escoamento praticamente não há diferenciação de resultados entre os bocais # 1 e # 2. Mas precisamente porque o bocal # 3 possui a maior relação de expansão, nesta região seus resultados são os que apresentam maior influência dos efeitos de irreversibilidade. Como é evidente, quanto maior é a relação de expansão maiores serão os referidos efeitos. Na região de escoamento não bloqueado há uma ligeira vantagem do bocal # 1 sobre o bocal # 2 e em torno de $0,7 < P_M/P_{a0} < 0,8$ verifica-se uma inversão de tendência, onde o bocal # 3 melhora seu desempenho em relação aos bocais # 1 e # 2 obtendo valores para $W_a/W_{a,máx}$ um pouco melhores. Destas tendência pode-se concluir que fora da região de bloqueagem do escoamento do ar é melhor trabalhar-se com

maiores relações de expansão; por outro lado, dentro da região de bloqueio é preferível utilizar menores relações de expansão. Em resumo, fora da região de bloqueio aproveita-se de maneira mais eficiente a aceleração que o escoamento do ar sofre durante sua expansão.

Figura 6.31a Análise da bloqueio do fluxo de ar no bocal # 8.

Finalmente, os resultados de análise de bloqueio relativos ao bocal # 8 são apresentados na figura 6.31a. A primeira vista o que chama mais a atenção nestes resultados é o acúmulo de pontos obtidos na região de P_M/P_{a0} próximo a 0,8. A figura 6.31b apresenta em detalhe esta região. Observando esta figura nota-se claramente uma certa instabilidade dos valores de $W_a/W_{a,máx}$ em função de P_M/P_{a0} . Este comportamento provavelmente está ligado ao fato de que para elevados valores de P_M/P_{a0} (que somente foram obtidos para altos valores de W_c – cfr. item 6.2.3) a vazão mássica de água desempenha um papel diferenciado e específico neste bocal. Novamente chama-se a atenção para o fato de que seriam necessários maiores estudos em torno da geometria específica deste bocal para a compreensão dessas suas características diferenciadas em relação aos demais 7 testados. Outra característica que deve ser apontada alude à faixa contida na região fora de bloqueio e antes da região de instabilidade. Como já foi apontado, praticamente não ocorrem grandes variações em relação aos valores correspondentes na região de bloqueio do escoamento. Dado que para este bocal a transição entre a saída do bocal de alimentação de ar e o duto de mistura é cônica, esta geometria atenua as irreversibilidades devido a brusca expansão do ar e facilita uma aproximação da linha de escoamento compressível isoentrópico.

Figura 6.31b Análise da bloqueagem do fluxo de ar no bocal # 8.
Detalhe da região de instabilidade.

Como foi verificado no item anterior sobre distribuição de pressão no interior do duto de mistura, é conveniente analisar também se ocorreram situações nas quais o escoamento encontrava-se bloqueado por atrito no duto de mistura. Tais situações só têm sentido de serem analisadas para os pontos nos quais $P_M/P_{a0} > 0,5283$, porque evidentemente o mesmo escoamento de ar só pode bloquear uma vez.

Para proceder com esta análise recorde-se que a equação para análise de bloqueagem por atrito num duto de seção constante sem transferência de calor é dada por [Fox e McDonald (1988)],

$$\frac{4.C_f.L_{máx}}{d_h} = \frac{1-M^2}{k.M^2} + \frac{k+1}{2.k} \cdot \ln \left[\frac{(k+1).M^2}{2 \left(1 + \frac{k-1}{2}.M^2 \right)} \right] \quad (6.14)$$

onde M é o número de Mach na seção inicial do escoamento; $L_{máx}$ o comprimento para o qual o escoamento alcançaria o número de Mach unitário na saída do duto (bloqueagem); k a relação entre os calores específicos a pressão e a volume constantes do gás; $C_{f,med}$ o coeficiente de atrito médio em toda a extensão do duto; e d_h é o diâmetro hidráulico do duto, neste caso dado pelo diâmetro menos duas vezes a espessura média do filme de líquido em toda a extensão do duto de mistura, ou seja,

$$d_h = d_m - 2.l_{f,med} \quad (6.15)$$

Para o presente escoamento, $C_{f,med}$ é o coeficiente de atrito médio na interface ar/água, $C_{f,i,med}$ já apresentado no Capítulo 5.

Considerando que o ponto inicial do escoamento bifásico é o ponto de mistura, o gás é o ar com $k_a = 1,4$ e introduzindo a eq. (6.15), pode-se rescrever a eq. (6.14) da seguinte maneira,

$$L_{máx} = \left[\frac{1-M_M^2}{1,4.M_M^2} + \frac{1,2}{1,4} \cdot \ln \left(\frac{1,2.M_M^2}{1+0,2.M_M^2} \right) \right] \cdot \frac{d_m - 2.l_{f,med}}{4.C_{f,i,med}} \quad (6.16)$$

Por outro lado o número de Mach no ponto de mistura, M_M , é dado por,

$$M_M = \frac{u_{a,M}}{c_M} \quad (6.17)$$

onde $u_{a,M}$ e c_M são as velocidades do ar e do som no ponto de mistura.

A velocidade do som neste ponto é calculada por,

$$c_M = \sqrt{k_a \cdot R_a \cdot T_M} \quad (6.18)$$

com R_a sendo a constante do ar ($= 286,9 \text{ J/kg.K}$) e T_M a temperatura no ponto de mistura calculada pela eq. (5.17).

Por sua vez, a velocidade do ar neste ponto é obtida através da eq. (5.1),

$$u_{a,M} = \frac{G \cdot x}{\alpha_M \cdot \rho_{a,M}} \quad (6.19)$$

onde G é o fluxo mássico total da mistura bifásica; x é o título da mistura; e α_M e $\rho_{a,M}$ são a fração de vazio e a densidade do ar no ponto de mistura, dadas pelas eqs. (5.14) e (5.16), respectivamente.

Neste estágio é preciso dizer que não se pretende realizar um estudo exaustivo do fenômeno da ocorrência ou não de bloqueio por atrito, uma vez que o coeficiente de atrito interfacial e a espessura de filme médios no duto de mistura não são, a priori conhecidos. Mas algumas informações recolhidas dos resultados do modelo teórico-experimental permitiram verificar que, para todos os casos testados, $0,03 < C_{f,i,med} < 0,065$ e $650 \mu\text{m} < l_{f,med} < 850 \mu\text{m}$. Analisando a eq. (6.16) é evidente que $L_{máx}$ diminui com o incremento de $l_{f,med}$ e $C_{f,i,med}$, para o mesmo M_M . Utilizando então como valores extremos $l_{f,med} = 900 \mu\text{m}$ e $C_{f,i,med} = 0,07$, para aumentar a margem de segurança, os valores que se obteriam para $L_{máx}$ seriam os menores possíveis. Procedendo desta maneira, os resultados encontrados para $L_{máx}$ em função de P_M/P_{a0} para os pontos fora da região de bloqueio por mudança de área, isto é, $P_M/P_{a0} > 0,5283$, são apresentados na figura 6.32.

Como pode-se observar, exceto para valores de P_M/P_{a0} próximos de 0,5283 para o bocal # 7, em nenhum dos demais bocais verificou-se $L_{máx} < l_m$ (cada gráfico ilustrado na figura 6.32 apresenta uma linha indicando o valor do comprimento do duto de mistura, l_m , de cada bocal). Como foram utilizados os valores extremos de $l_{f,med}$ e $C_{f,i,med}$, pode-se concluir que dificilmente ocorreu bloqueio por atrito nos escoamentos estudados. Até os pontos assinalados para o bocal # 7 nos quais tais bloqueios teriam ocorrido são discutíveis, uma vez que o valor de $l_{f,med}$ máximo utilizado nos cálculos refere-se ao máximo encontrado para todos os 8 bocais. Necessariamente, o bocal # 3, por possuir o maior valor para o diâmetro do duto de mistura, 12 mm, induziu para que $l_{f,med,máximo} = 850 \mu\text{m}$. Como utilizou-se nos cálculos $l_{f,med} = 900 \mu\text{m}$, sendo que d_m para o bocal # 7 era de 10 mm, é razoável supor que os resultados para $L_{máx}$, não só para este bocal, mas para todos os demais que possuem $d_m = 10 \text{ mm}$, estejam fortemente subestimados. Outra característica que intensifica esta subestimação está associada ao valor de $C_{f,i,med}$ utilizado, ou seja, de 0,07. Como foi dito o maior valor encontrado para este coeficiente nos cálculos segundo o modelo teórico-experimental foi de 0,065. Levando-se em consideração que para escoamentos em tubos lisos o coeficiente de atrito situa-se em torno de 0,005 [Fox e McDonald (1988)], o valor utilizado para este coeficiente nos presentes cálculos é 1300 % maior que o valor geralmente adotado para tubos lisos. Apesar das taxas de transferência de quantidade de movimento presentes neste tipo de escoamento serem elevadas, o que contribui significativamente para a elevação do valor médio do coeficiente de atrito interfacial, é razoável supor que o valor de 0,07 utilizado para este coeficiente é mais que satisfatório para uma análise segura e coerente.

Figura 6.32 $L_{\max}$ em função de P_M/P_{a0} , para os oito bocais testados, calculado através a eq. (6.16) com $l_{f,med} = 900 \mu\text{m}$ e $C_{f,i,med} = 0,07$. Para todos os dados $P_M/P_{a0} > 0,5283$.

Uma vez analisada a questão da bloqueio por atrito, resta solucionar a questão dos altos valores de pressão próximos à saída do duto de mistura (P_2) que foram constatados no item anterior (6.2.4) sobre distribuição de pressão no seu interior.

Com o objetivo de se conhecer o valor da pressão à saída do duto de mistura foi feita a seguinte análise: unindo-se os pontos dos valores para as pressões P_1 e P_2 e conhecendo-se a distância entre os dois pontos foi obtido o coeficiente de inclinação da reta neste trecho. Conhecendo-se este coeficiente foi possível estimar o valor da pressão à saída do duto de mistura, que foi designada por P_s :

$$P_{s'} = \left(\frac{P_2 - P_1}{z_{P_2} - z_{P_1}} \right) (l_m - z_{P_1}) + P_1 \quad (6.20)$$

A eq. (6.20) é válida para os bocais # 1 a # 5 e # 7. Para os bocais # 6 e # 8, que não possuíam tomadas de pressão P_1 , utilizou-se a eq. (6.20) substituindo o valor de P_1 pelo valor de P_M .

Conhecida $P_{s'}$, calculou-se o valor da pressão crítica na saída do duto de mistura, P^* , que seria obtida caso o número de Mach nesta seção, M_s , fosse igual à unidade. Por outro lado, para obter-se $M_s = 1$ é preciso conhecer antes qual seria o número de Mach no ponto de mistura, M_M , que juntamente com a distribuição de pressão, levaria à condição sônica na saída. Para o escoamento desde o ponto de mistura até a saída do duto de mistura pode-se escrever,

$$\frac{P_{s'}}{P_M} = \frac{(P/P^*)_{M_s}}{(P/P^*)_{M_M}} \quad (6.21)$$

onde, para $M_s = 1$ tem-se que $(P/P^*)_{M_s} = 1$ e portanto,

$$\left(\frac{P}{P^*} \right)_{M_M} = \frac{P_M}{P_{s'}} \quad (6.22)$$

Para escoamento adiabático sem mudança de área e com atrito a relação entre as pressões estática e crítica em função de M_M é dada por [Fox e McDonald (1988)],

$$\left(\frac{P}{P^*} \right)_{M_M} = \frac{1}{M_M} \cdot \sqrt{\frac{k_a + 1}{2 \left(1 + \frac{k_a - 1}{2} M_M^2 \right)}} \quad (6.23)$$

Utilizou-se então o valor de M_M , calculado pela eq. (6.17), na eq. (6.23) para se conhecer o valor de $(P/P^*)_{M_M}$. Com este valor voltou-se à eq. (6.22) e calculou-se $P_{s'}$, tal que $M_s = 1$, isto é, P^* na saída do duto de mistura.

Portanto, se na saída do duto de mistura M_s fosse igual à unidade, então a relação $P_{s'}/P^*$ seria igual a 1. A figura 6.33 mostra os resultados obtidos para $P_{s'}/P^*$ em função de M_M (não de M_M^*). Como pode ser observado, para todos os casos considerados, $P_{s'}/P^* > 1$. Isto sugere uma análise mais detalhada.

Somente nos casos de mudança de área ou transferência de calor na região de saída do duto de mistura, o escoamento poderia tornar-se supersônico nesta região (como sugere a relação $P_{s'}/P^* > 1$). Além disso o escoamento não pode ser subsônico à saída deste duto com $P_{s'} > P^*$, pois então seria impossível ao escoamento ajustar-se à pressão ambiente na saída, isto é, à pressão atmosférica, P_{atm} , dado que $P_{s'} > P^* > P_{atm}$. Sendo assim, a única solução para este caso é que o escoamento na saída do duto de mistura possua número de Mach igual a um ($M_s = 1$), ou seja, necessariamente o valor da pressão de saída deve ser igual à crítica neste ponto ($P_s = P^*$)⁶⁶ e o escoamento encontra-se bloqueado à saída do duto de mistura. Comentando este tipo de problema Shapiro (1953) diz que “o ajuste do escoamento à pressão ambiente ocorre fora do duto na forma de ondas de expansão oblíquas”.

⁶⁶ P_s é o valor verdadeiro da pressão na saída do duto de mistura, ao passo que $P_{s'}$ a pressão que se obtém através da eq. (6.20), isto é, para a condição subsônica na saída.

Figura 6.33 P_s/P^* em função de M_M para os oito bocais testados.
Para todos os dados $P_M/P_{a0} > 0,5283$.

Concluindo, embora se tenha verificado a ausência de bloqueio por atrito à saída dos dutos de mistura dos bocais testados, para todos os casos nos quais tenha ocorrido $P_s > P^* > P_{atm}$ com $P_M/P_{a0} > 0,5283$ necessariamente o escoamento na saída terá $M_s = 1$ seguido de uma onda de expansão oblíqua, fora dos dutos, para igualar $P_s = P^* = P_{atm}$. É o que está ilustrado na figura 6.34. A figura 6.34a mostra o caminho do escoamento, sobre a linha de Fanno, desde o ponto de mistura até a descarga da mistura ar/água no ambiente. Como foi verificado que para todos os casos considerados onde $P_M/P_{a0} > 0,5283$ o escoamento no interior dos dutos de mistura eram subsônicos, este caminho situa-se no ramo superior da linha de Fanno, onde $M < 1$. Na figura 6.34b ilustra-se o comportamento da pressão no interior do duto de mistura desde o ponto de mistura até a saída para

o ambiente, conforme as conclusões acima expostas. Propositadamente a diferença entre P_2 e P^* foi exagerada nessa figura.

Figura 6.34 Representações esquemáticas do escoamento no interior dos dutos de mistura para os casos nos quais obteve-se $P_s' > P^* > P_{atm}$. (a) Representação sobre a linha de Fanno; e (b) Diagrama $P \times z$.

É preciso assinalar que ocorreram alguns casos, mais raros, para os quais $P_s' > P^*$ com $P_{atm} > P^*$. Para esses casos o escoamento à saída do duto de mistura deve ser subsônico com $P_s = P_{atm}$.

Também foi verificado que não só para $P_M/P_{a0} > 0,5283$, mas também para P_M/P_{a0} menor que esse valor, sempre obteve-se $P_s'/P^* > 1$, com P_s' calculada de acordo com a eq. (6.20). Resumindo:

- para todos os casos estudados, independente da geometria do bocal, vazões e pressões de suprimento de ar e água, sempre obteve-se $P_s' > P^*$;
- para $P_M/P_{a0} < 0,5283$ o escoamento de ar encontrava-se bloqueado, por mudança de área, na saída do seu bocal de alimentação (expansão desde d_a até d_m);
- para $P_M/P_{a0} > 0,5283$ encontrou-se tanto situações nas quais $P^* > P_{atm}$ (maioria), com o escoamento do ar bloqueado à saída do duto de mistura, isto é, em $z = l_m$, como situações nas quais $P^* < P_{atm}$ (minoria), com o escoamento do ar na condição subsônica à saída do bocal “Y-Jet” ($P_s = P_{atm}$); e
- para efeitos de projeto, a condição na qual se obteria bloqueio do fluxo de ar por mudança de área na saída do seu bocal de alimentação, isto é, $P_M/P_{a0} < 0,5283$, segundo a eq. (6.7), seria para $(l_m/d_m)^{-0,38} \cdot (d_m/d_a)^4 \cdot \theta^{-0,22} \cdot RAL^{0,87} > 1,2$.

As situações para as quais ocorreram os dois tipos de combinação na saída, ou seja, $P^* > P_{atm}$ ou $P^* < P_{atm}$, variaram muito entre os oito bocais, dependendo sempre de uma série de combinações entre as variáveis geométricas e de processo, impossibilitando assim a colocação de algum parâmetro que definisse o limite entre as duas situações. Resta dizer que $P^* < P_{atm}$ ocorreu para valores de W_c muito baixos.

Evidentemente o valor de P_s' calculado através da eq. (6.20), para baixas vazões de água, não se encontra tão próximo da realidade como o obtido para altos valores de W_c , pois como foi observado nas figuras 6.16 a 6.18, para baixos níveis de W_c a distribuição de pressão no interior dos dutos de mistura para os oito bocais testados não se mostrou tão próxima da linear. Mas tal procedimento não invalida a análise acima realizada, pois na saída do duto de mistura só se admitem duas soluções, $P_{atm} > P^*$ ou $P_{atm} < P^*$. O fato é que, para baixos valores de W_c , somente medindo-se o valor da pressão na saída do duto de mistura poder-se-ia esclarecer esta questão.

Em toda a análise realizada sempre esteve implícito que $dP(z)/dz$ no interior dos dutos de mistura foi negativo. De fato, exceto para baixíssimos valores de W_c (vide figuras 6.16c e 6.18d), sempre observou-se uma diminuição da pressão com o incremento de z . Isto equivale a dizer, que na

grande parte dos casos o escoamento no interior dos dutos de mistura, para os oito bocais testados, foi subsônico, pelo menos entre P_M e P_2 , trecho no qual foram realizadas as medições.

Finalmente, após toda a análise aqui realizada, a hipótese de ocorrência de ondas de choque no interior dos dutos de mistura deve ser completamente afastada. Em nenhum momento verificou-se uma descontinuidade na distribuição de pressão no interior destes dutos. A queda de pressão nesta região sempre foi monotônica.

6.2.6 – Descarga do Fluxo de Água

A seguir são apresentados, nas figuras 6.35 a 6.38, gráficos do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , em função do número de Reynolds da água no seu bocal de alimentação, Re_c , para todas as relações geométricas que foram estudadas.

Para um escoamento que passa por uma restrição qualquer, o jato de líquido que se forma a jusante desta restrição apresenta uma redução no diâmetro da sua seção transversal, chamada de veia contraída, que é o resultado da aceleração do líquido durante a expansão. Exemplos de escoamentos deste tipo são os que se encontram em medidores de vazão do tipo placa de orifício.

O escoamento de água do seu bocal de alimentação para o duto de mistura assemelha-se a este tipo de escoamento, já que trata-se de uma expansão de um jato de água de uma seção de menor diâmetro para outra de maior diâmetro, embora os eixos longitudinais de cada uma destas seções encontrem-se defasados do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de água, θ . Guardadas as devidas proporções, pode-se analisar a descarga de água que ocorre em direção ao ponto de mistura com a mesma teoria de descarga utilizada em medidores de vazão por diferença de pressão. No presente estudo se utiliza a diferença de pressão entre a de fornecimento de água, P_c , e a que se mede no ponto de mistura, P_M .

Nestas condições a vazão mássica de água real pode ser expressada da seguinte maneira:

$$W_c = C_{Dc} \cdot A_c \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_c \cdot (P_c - P_M)} \quad (6.24)$$

onde A_c é a área da seção transversal do bocal de alimentação de água e C_{Dc} é o coeficiente de descarga de água, dado por [Streeter e Wylie (1980)]:

$$C_{Dc} = C_{Cc} \cdot C_{Vc} \quad (6.25)$$

onde C_{Cc} é o coeficiente de contração da água dado pela relação entre a área da seção transversal do jato de água na veia contraída e a área do orifício de descarga, isto é, a área da seção transversal do bocal de alimentação de água; e C_{Vc} é o coeficiente de velocidade da água que traduz as perdas à saída do bocal de alimentação de água em função do atrito e da geometria do bocal de saída principalmente.

Os resultados obtidos para o coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , e ilustrados nas figuras 6.35 a 6.38 foram calculados a partir da eq. (6.24). Nessas figuras o número de Reynolds no bocal de alimentação de água é dado por:

$$Re_c = \frac{4 \cdot W_c}{\pi \cdot d_c \cdot \mu_c} \quad (6.26)$$

É evidente, como já foi apontado acima, que tais resultados não devem ser interpretados rigorosamente como os que se espera obter para escoamentos através de placas de orifício ou medidores venturis. O que se pretende aqui, utilizando tal teoria, é apenas obter uma linha de raciocínio que facilite o entendimento e a comparação dos resultados.

Observando as figuras 6.35 a 6.37, que expressam os resultados para os bocais # 1 a # 7, nota-se um comportamento semelhante em todas as curvas, ou seja, existe um ponto de mínimo para C_{Dc} , que na maioria dos casos se dá para $Re_c \cong 50000$. Analisando esses resultados a partir da eq. (6.25) pode-se deduzir que a tendência apresentada nas curvas de C_{Dc} em função de Re_c são resultados de uma combinação entre os efeitos de contração e perda de carga, dados por C_{Cc} e C_{Vc} , respectivamente. Geralmente, com o incremento de Re_c o coeficiente de contração tende a diminuir e o coeficiente de velocidade tende a aumentar [Ássy (1996)]. Para elevados valores de Re_c ambos os coeficientes tendem a valores constantes. De fato, nota-se uma tendência a um valor constante para C_{Dc} a altos valores de Re_c . Portanto, a forma das curvas obtidas para C_{Dc} refletem o compromisso entre C_{Cc} e C_{Vc} . Outra característica, embora pouco marcante, é a diferença entre os resultados para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , diferentes. Nos resultados observa-se que o aumento de P_{a0} desloca as curvas de C_{Dc} levemente para a esquerda, isto é, no sentido da diminuição de Re_c .

Figura 6.35 Variações do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , em função do número de Reynolds, Re_c , e do ângulo de inclinação, θ , do bocal de alimentação de água para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,78 bar e (b) 8,75 bar.

Figura 6.36 Variações do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , em função do número de Reynolds do bocal de alimentação de água, Re_c , e do comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,82 bar e (b) 8,78 bar.

A figura 6.35 mostra a influência do ângulo θ sobre os resultados do coeficiente de descarga de água. Como pode-se observar tal influência é grande e, em linhas gerais, os maiores valores de C_{Dc} são obtidos para o maior ângulo θ . A explicação já foi apresentada ao analisar-se os resultados da vazão mássica pela pressão de suprimento de água (figura 6.6), ou seja, quanto maior θ maior será a taxa de quantidade de movimento lateral de água e portanto maior será a quantidade de água que consegue entrar no duto de mistura. Em outras palavras, com o aumento de θ diminui-se os efeitos do fluxo de ar sobre a descarga de água. Novamente, como nos resultados anteriores referentes à influência de θ , os resultados para o bocal # 4 apresentam-se confusos. Resta apontar

que a evolução do coeficiente de descarga para este bocal é diferente dos outros dois, com o aumento de Re_c .

Figura 6.37 Variações do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , em função do número de Reynolds do bocal de alimentação de água, Re_c , e da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,82 bar e (b) 8,78 bar.

A influência do comprimento do duto de mistura sobre o coeficiente de descarga de água é apresentada na figura 6.36. Como já foi constatado em outros resultados relativos à influência de l_m/d_m , há uma inversão de resultados para elevados Re_c , que correspondem a altos valores de P_c (figura 6.7). No caso aqui estudado, o bocal # 6, de menor comprimento do duto de mistura, apresenta os maiores valores de C_{Dc} para baixos Re_c . Por outro lado para Re_c grande possui os menores valores de C_{Dc} . Mas, na região $30000 < Re_c < 90000$, aproximadamente, é o bocal de comprimento intermediário, bocal # 2 com $l_m/d_m = 5,0$, que apresenta os menores resultados para o coeficiente de descarga de água. Concluindo, é preferível utilizar maiores comprimentos do duto de mistura para se obter coeficientes de descarga maiores para a água.

Na figura 6.37 observa-se a influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , sobre o coeficiente de descarga de água. Exceto para o bocal # 2, cuja curva apresenta-se mais comportada, os resultados para os bocais # 1 e # 3 não são tão comportados assim, mas mostram uma tendência mais clara do que os resultados que foram obtidos para o bocal # 4 (figura 6.35). No geral pode-se dizer que para elevados Re_c praticamente não há diferença entre os resultados, ou seja, que nessa faixa a relação de expansão não influi na descarga de água no interior do duto de mistura. Mas para baixos valores de Re_c esta influência é muito alta, sendo tanto maior o coeficiente de descarga quanto maior é a relação de expansão. Particularmente para o bocal # 3, de maior razão d_m/d_a , os efeitos da variação de Re_c sobre C_{Dc} são bem menos sensíveis que para os bocais # 1 e # 2. Neste caso o aumento da relação de expansão devido ao aumento no diâmetro do duto de mistura⁶⁷ suaviza um pouco a expansão do ar e permite que maior quantidade de água seja descarregada no duto de mistura, quase que independentemente do aumento de Re_c . Finalmente, no sentido do incremento de Re_c , para valores acima de 100000 o comportamento dos bocais # 1 e # 2 é idêntico, apresentando quase sempre os mesmos valores para C_{Dc} .

Os resultados de C_{Dc} em função de Re_c para o bocal # 8 são mostrados na figura 6.38. Praticamente todos os valores de C_{Dc} obtidos são maiores que a unidade. A explicação para tal fenômeno pode ser resumida como segue.

A eq. (6.24) pode ser rescrita da seguinte maneira:

$$W_c = C_{Dc} \cdot A_c \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_c} \cdot \sqrt{P_c - P_M} \quad (6.27)$$

⁶⁷ Lembrar que o valor do diâmetro do bocal de ar, d_a , não é o mesmo para os três bocais que se está comparando na figura 6.37. Quando se diz que há um aumento em d_m/d_a devido somente ao aumento de d_m se está querendo chamar a atenção para a comparação entre os bocais # 2 e # 3 que possuem valores iguais para d_a , mas diferentes para d_m .

Figura 6.38 Variações do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , para o bocal # 8 em função do número de Reynolds, Re_c , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,80 bar e (b) 8,76 bar.

Para facilitar a comparação denominar-se-á temporariamente de $C_{Dc,1-7}$ o coeficiente de descarga para os bocais # 1 a # 7, que possuem o mesmo $d_c = 8$ mm, e de $C_{Dc,8}$ o mesmo coeficiente para o bocal # 8, com $d_c = 4,4$ mm. Calculando o termo $A_c \sqrt{2 \cdot p_c}$ para ambos os coeficientes de descarga, tem-se:

$$W_c = 0,0022 \cdot C_{Dc,1-7} \cdot \sqrt{P_c - P_M} \quad (6.28a)$$

$$W_c = 0,0007 \cdot C_{Dc,8} \cdot \sqrt{P_c - P_M} \quad (6.28b)$$

Como para o bocal # 8 a relação d_c/d_m vale 0,386 e a mesma relação nos demais bocais é, no menor dos casos⁶⁸ (bocal # 3) de 0,667, é razoável supor que a pressão no ponto de mistura, para o bocal # 8, seja mais influenciada pela expansão de ar que pela descarga de água⁶⁹. Portanto a raiz quadrada da diferença de pressão, $(P_c - P_M)^{1/2}$ na eq. (6.28), deve ser um pouco maior no caso deste do que dos demais bocais. Admitindo-se um mesmo valor de vazão mássica de água medida pode-se igualar as eqs. (6.28a) e (6.28b) e obtêm-se como resultado a seguinte relação:

$$C_{Dc,8} \approx 3,1 \cdot C_{Dc,1-7} \quad (6.29)$$

Ou seja, mesmo que a diferença de pressão seja um pouco maior para o bocal # 8 que para os demais, isto atenuaria ligeiramente a relação dada na eq. (6.29), uma vez que esta diferença acaba sendo atenuada ao extrair a raiz quadrada destes valores.

De posse da relação dada pela eq. (6.29) torna-se mais simples entender as diferenças, em termos absolutos, dos coeficientes de descarga do bocal # 8 e dos demais sete bocais.

Comentando especificamente os resultados apresentados para o bocal # 8 na figura 6.38 verifica-se que há um crescimento de C_{Dc} com o incremento de Re_c , até atingir um ponto de máximo em torno de $Re_c = 125000$ aproximadamente, a partir do qual ocorre uma diminuição de C_{Dc} com o aumento de Re_c . Nota-se também que praticamente não há diferença nos resultados para os dois valores de pressão de alimentação de ar, P_{a0} , exceto para o segundo ponto contado na direção do aumento de Re_c para $P_{a0} = 6,80$ que sai absolutamente da tendência de crescimento da curva de C_{Dc} , provavelmente resultado de alguma singularidade ocorrida no momento de aquisição de dados. A presença do ponto de máximo nestes gráficos está ligada à mudança de padrão de escoamento quanto à simetria de distribuição de água no duto de mistura. Esta simetria, como já foi explicado no capítulo 3, está relacionada a razão entre o fluxo da quantidade de movimento lateral

⁶⁸ Para os demais bocais esta relação vale 0,8.

⁶⁹ Como já foi constatado no item sobre distribuição de pressão no interior do duto de mistura.

de água e o fluxo da quantidade de movimento axial de ar no ponto de mistura, φ , e será melhor discutido ainda neste capítulo. O Apêndice G traz os resultados de CD_c em função de φ .

6.2.7 – Análise das Taxas de Quantidade de Movimento no Ponto de Mistura

Antes de concluir o item geral sobre resultados relativos aos parâmetros de processo e geometria dos bocais (item 6.2) é conveniente abordar rapidamente um parâmetro que foi muito utilizado para diversas explicações feitas até o presente momento. Trata-se da razão entre as taxas de quantidade de movimento lateral de água e axial de ar, φ . A definição deste adimensional foi dada no capítulo 3 e é novamente colocada aqui.

$$\varphi = \frac{G_c^2 \cdot \rho_{a,M} \cdot d_c^2 \cdot \sin \theta}{G_{a,m}^2 \cdot \rho_c \cdot d_m^2} \quad (6.30)$$

onde G_c é o fluxo mássico de água no seu bocal de alimentação e $G_{a,m}$ o fluxo mássico de ar no duto de mistura. Chama-se a atenção para o fato de que a densidade do ar é calculada no ponto de mistura, $\rho_{a,M}$.

As figuras 6.39 e 6.40 mostram alguns dos resultados obtidos. Na primeira é feita a comparação para uma vazão mássica de água em torno de 1628 kg/h e na segunda para 2203 kg/h. Nestes gráficos também são mostrados os valores dos fluxos mássicos de água. Como para os bocais # 1 a # 7 o diâmetro do bocal de alimentação de água é sempre o mesmo, $d_c = 8$ mm, para todos esses bocais sempre se obtém o mesmo valor para G_c . Já para o bocal # 8 $d_c = 4,4$ mm e os valores de G_c tornam-se maiores.

Figura 6.39 Razão entre as taxas de quantidade de movimento lateral de água e axial de ar, φ , em função do fluxo mássico de ar no duto de mistura, $G_{a,m}$, para vazão mássica de água em torno de 1628 kg/h. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.

Observando estas duas figuras e analisando-as com a ajuda da eq. (6.30) nota-se que ϕ aumenta com o incremento de θ e com o aumento de l_m/d_m . Quanto à influência de d_m/d_a observa-se que só ocorrem alterações na mudança do diâmetro do duto de mistura, d_m . Explicando melhor: como pode-se ver nas figuras 6.39c e 6.40c não há diferenças nos resultados para os bocais # 1 e # 2. Estes dois bocais possuem o mesmo valor para d_m , a saber, 10 mm. O que altera a razão d_m/d_a para estes dois bocais é o valor do diâmetro do bocal de alimentação de ar, d_a , que é de 5,5 mm e 6 mm para os bocais # 1 e # 2, respectivamente. Já o bocal # 3 tem $d_a = 6$ mm e $d_m = 12$ mm. Quanto maior for o diâmetro do duto de mistura, menor será o valor de ϕ [cfr. eq. (6.30)]. Finalmente, como é óbvio, há um aumento de ϕ para o incremento em G_c .

Figura 6.40 Razão entre as taxas de quantidade de movimento lateral de água e axial de ar, ϕ , em função do fluxo mássico de ar no duto de mistura, $G_{a,m}$, para vazão mássica de água em torno de 2203 kg/h. (a) influência de θ ; (b) influência de l_m/d_m ; (c) influência de d_m/d_a ; e (d) resultados para o bocal # 8.

Categorizando as relações geométricas estudadas pode-se resumir que, em ordem crescente de influência na razão de fluxos de quantidade de movimento, o menos influente é o comprimento do duto de mistura, seguido pelo ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água, sendo que o de maior influência é o diâmetro do duto de mistura (aqui mostrado através da relação d_m/d_a).

Grandes valores de ϕ significam que a taxa de quantidade de movimento lateral de água é maior que o axial de ar. Para esses níveis de ϕ o fluxo de ar não consegue impedir a descarga completa de água e esta atravessa o duto de mistura até atingir a parede oposta à da saída do seu bocal de alimentação. Por outro lado, para baixos valores de ϕ observa-se o contrário. O jato de água entrando no duto de mistura não possui quantidade de movimento suficiente para atravessar o duto e deposita-se quase que completamente na parede deste duto adjacente à saída do bocal de alimentação de água. Em ambos os casos é evidente a caracterização de um escoamento assimétrico, por parte da água, no duto de mistura. Logo, necessariamente deve haver uma faixa de ϕ para a qual a combinação entre ambas as taxas de quantidade de movimento já expostos crie um escoamento simétrico na distribuição de água dentro do duto de mistura. Esta faixa foi explorada por Song e Lee (1994), Michele *et al.* (1991) e Andreussi *et al.* (1994) e já foi exposta no item sobre

distribuição de pressão no duto de mistura, isto é, tal situação, prevista por esses autores ocorreria para $3 < \phi < 11$.

6.3 – Resultados Relativos à Modelagem

Neste item são mostrados os resultados relativos à modelagem do escoamento que foi apresentada no capítulo anterior.

Como já foi apontado no item anterior, segundo Song e Lee (1994), Michele *et al.* (1991) e Andreussi *et al.* (1994), a faixa de escoamento simétrico no duto de mistura, em termos de ϕ , é dada por $3 < \phi < 11$. Uma vez que a modelagem aqui proposta é unidimensional, não seria razoável explorá-la fora desta faixa. Portanto, neste item são apresentados resultados somente para esta faixa. Mais ainda, como tal modelagem baseia-se na medição da queda de pressão, os valores de ϕ utilizados são os mesmos que foram encontrados durante os ensaios. Isso justifica pequenas diferenças entre os valores de ϕ na apresentação desses resultados.

Como os resultados são semelhantes para os oito bocais testados, optou-se em apresentar os resultados somente para um bocal, o bocal # 1, deixando os resultados dos demais sete bocais no Apêndice F.

Do que foi exposto acima fica claro que neste item não será feita uma análise em termos das relações geométricas estudadas anteriormente. Isto porque tal análise só tem significado para resultados absolutamente experimentais. Outra característica que reforça esta decisão refere-se ao fato de que a modelagem aqui proposta, como já foi dito, baseia-se na medição da queda de pressão no interior do duto de mistura. Fatalmente esta informação, levada às equações que compõem o modelo teórico-experimental, automaticamente traduzirá os efeitos dessas relações geométricas nos resultados finais.

As variáveis aqui expostas são sete: a fração de vazio, α , a fração de área da seção transversal ocupada pelo filme de líquido, β , a fração de entranhamento (ou fração de massa do líquido nebulizado), E , a tensão de cisalhamento na interface ar/água, τ_i , a velocidade média do filme de líquido, u_f , a velocidade média do ar no núcleo do escoamento⁷⁰, u_a , e a vazão mássica da água contida no filme de líquido, W_f . Todas essas variáveis são apresentadas em função de z , que é a coordenada na direção longitudinal do duto de mistura tendo como origem o ponto de mistura. As figuras 6.41 a 6.47 ilustram o comportamento de cada uma das variáveis mencionadas acima para três valores diferentes de ϕ , a saber: 3,01; 5,98; e 10,15.

Os resultados mostrados nestas figuras apresentam-se bem coerentes. A medida que se avança no sentido da saída do bocal “Y-Jet” ocorre um aumento na fração de área ocupada pelo ar (figura 6.41) consequência da aceleração do fluxo do ar devido a queda de pressão ao longo do duto de mistura. Esta aceleração pode ser vista em termos da velocidade média do ar na figura 6.42. Tanto α como u_a diminuem com o incremento de ϕ , uma vez que o aumento de ϕ implica na diminuição da vazão mássica de ar, fato que já foi comentado no item 6.2.2 deste capítulo. O aumento da fração de vazio também pode ser compreendido através de uma rápida análise da equação constitutiva utilizada para seu cálculo no modelo adotado e reproduzida abaixo:

$$\alpha = \left[1 + 0,28 \cdot \left(\frac{1-x}{x} \right)^{0,64} \cdot \left(\frac{\rho_a}{\rho_c} \right)^{0,36} \cdot \left(\frac{\mu_c}{\mu_a} \right)^{0,07} \right]^{-1} \quad (6.31)$$

Com a expansão do ar no duto de mistura naturalmente ocorre uma diminuição da densidade do ar em direção à saída do duto. Levando esta informação à eq. (6.31) se ρ_a diminui, α aumenta,

⁷⁰ No modelo adotou-se a hipótese que de no núcleo do escoamento a velocidade média do ar e a velocidade média das gotas de água são iguais, isto é, $u_a = u_g$.

dado que nesta equação são variáveis inversamente proporcionais e todas as demais variáveis contidas nesta equação não são função de z .

Figura 6.41 Variação da fração de vazio, α , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.

Figura 6.42 Variação da velocidade média do ar, u_a , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.

A figura 6.43 refere-se à variação da fração de entranhamento, E , em função de z . Como pode ser visto nessa figura, num primeiro momento E aumenta com o incremento de z até um valor máximo a partir do qual começa a diminuir expressivamente com o contínuo aumento em z . Este fato vem esclarecer um pouco sobre o padrão de escoamento que teoricamente ocorreria no interior do duto de mistura de um bocal *Y-Jet*. Inicialmente o encontro dos dois jatos de ar e água no ponto de mistura produz uma região altamente desorganizada e é razoável que a partir deste ponto o valor esperado de E seja realmente elevado dado que ainda não pode ter ocorrido uma acomodação da água na parede do duto e formar assim um filme de líquido. À medida que o fluxo de água vai se acomodando, resultado principalmente devido à expansão do fluxo de ar, a fração de entranhamento

tende a diminuir. Outra característica que se verifica na figura 6.43 é que, com o aumento de ϕ ocorre um atraso até que se atinja o ponto de máximo da curva $E(z)$. Ou seja, o ponto de máximo das três curvas mostradas na figura 6.43 desloca-se à direita a medida que ϕ aumenta. Como o incremento de ϕ implica no aumento da vazão mássica de líquido é natural que, havendo maior quantidade de água no duto, ocorra um certo atraso até que o fluxo de água comece a se acomodar. Finalmente, deve-se recordar que o valor inicial de E , isto é, $E(z = 0)$ era definido procurando um valor de E tal que, através das equações do modelo, se obtivesse $u_f(z = z_1) \cong u_{c,z}$. Para maiores detalhes ver capítulo 5 que descreve o modelo adotado neste trabalho.

Figura 6.43 Variação da fração de entranhamento, E , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.

Figura 6.44 Variação da tensão de cisalhamento na interface ar/água, τ_i , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.

Na figura 6.44 observa-se as curvas da tensão de cisalhamento na interface ar/água. A tensão de cisalhamento, de forma geral, é dada por:

$$\tau_i = \frac{1}{2} \cdot C_{f,i} \cdot \rho_a \cdot u_a^2 \quad (6.32)$$

e como u_a aumenta com z , τ_i aumenta com o incremento de z . Este aumento é atenuado pela diminuição da densidade do ar e coeficiente de atrito a medida que z aumenta. A diminuição de τ_i com o aumento de ϕ deve-se ao fato de que, quanto maior é o valor de ϕ , menor será o da vazão mássica de ar. Consequentemente, menor será o valor da velocidade do ar, u_a .

Analisando agora o escoamento do lado do filme de líquido, a figura 6.45 apresenta a variação da fração de área da seção transversal ocupada pelo filme de líquido, β , em função de z . Embora ocorra uma diminuição de β com o aumento de z esta é mais suave que o aumento que se verifica em α (figura 6.41). Tal fenômeno pode ser facilmente compreendido ao considerar-se que a água é um fluido incompressível e que a fração de entranhamento diminui com o aumento em z , ou seja, a medida que se caminha no sentido da saída do duto de mistura é cada vez menor a quantidade de água presente no núcleo do escoamento. Na verdade a diminuição de β deve-se principalmente à aceleração do filme de líquido que é resultante da transferência de quantidade de movimento do fluxo de ar presente no núcleo para o filme de líquido. Essa característica pode ser observada nas duas próximas figuras.

Figura 6.45 Variação da fração de área ocupada pelo filme de líquido, β , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.

Na figura 6.46 é ilustrada a variação da velocidade média do filme de líquido e na figura 6.47 a variação da vazão mássica de água presente no mesmo filme, W_f , relativamente à vazão total de água, W_c . Deve-se notar que a forma destas curvas é compatível com as que foram obtidas para a fração de entranhamento (figura 6.43). Com relação à velocidade média do filme de líquido, na região inicial do eixo z , região essa que foi identificada como de acomodação dos fluxos de ar e água, ocorre uma diminuição desta velocidade com o aumento de z , diminuição tanto mais intensa quanto maior o valor de ϕ , ou seja, quanto maior a vazão mássica de água. Os pontos de mínimo que se verificam para u_f e W_f/W_c correspondem exatamente aos mesmos locais dos pontos de máximo para E . A título de enriquecimento das informações, a tabela 6.2 apresenta estes pontos, além dos pontos iniciais e finais para as curvas de W_f/W_c presentes na figura 6.47.

Figura 6.46 Variação da velocidade média do filme de líquido, u_f , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.

Figura 6.47 Variação da vazão mássica de água contida no filme de líquido, W_f , em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.

Tabela 6.2 Valores extremos e mínimos das curvas presentes na figura 6.47

ϕ	W_c [kg/h]	W_f/W_c [%] em $z = 0$	Ponto de Mínimo		W_f/W_c [%] em $z = 50$ mm
			z [mm]	W_f/W_c [%]	
3,01	1737,93	21,31	8,5	20,29	45,76
5,98	2024,40	23,84	11,8	21,35	48,70
10,15	2234,39	25,80	14,5	21,54	48,87

A seguir são mostrados na figura 6.48 os resultados sobre a previsão da espessura média local de filme de líquido, l_f , em função de z , para três valores diferentes de ϕ . Nestes gráficos são apresentadas as duas soluções propostas no capítulo 5, ou seja, uma proveniente da equação da continuidade para o filme de líquido [eq. (5.35)] e a outra proveniente do coeficiente de atrito na

interface ar/água [eq. (5.37)], conforme são descritas naquele capítulo. Como pode ser visto nos resultados, há uma redução de l_f com o aumento de z , redução essa sempre mais intensa para l_f calculado a partir da eq. (5.37). Nota-se também que com o aumento de ϕ há um maior afastamento entre as duas soluções, além de que com este aumento, a diminuição de l_f com o incremento de z passa a ser mais suave para a solução via equação da continuidade, eq. (5.35), e mais intensa para a solução obtida através da correlação descrita na eq. (5.37).

(a)

(b)

(c)

Figura 6.48 Variação da espessura média local de filme de líquido em função de z e de ϕ . Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.

Na figura 6.49 é mostrada a diferença (Δl_f), em porcentagem, entre os resultados do cálculo de l_f obtida através das duas soluções propostas [cfr. eq. (5.40)]. Os pontos de mudança na tendência da curva dizem respeito somente à inversão de sinal deste afastamento, que por ser resultado de um módulo [cfr. eq. (5.40)], resulta em tal comportamento. Como pode ser visto essa diferença aumenta com o incremento em ϕ . Por sua vez, o aumento de ϕ é resultante da diminuição em RAL , logo a diferença entre as duas soluções aumenta com a diminuição da vazão mássica de ar, W_a , e com o incremento da vazão mássica de água, W_c . Os resultados também indicam que, próximo à saída do duto de mistura ($40 \text{ mm} < z < 50 \text{ mm}$), a previsão da vazão mássica de água no filme de líquido, W_f , pode ser feita utilizando-se da correlação dada pela eq. (5.37) com excelente grau de consistência com a solução via equação da continuidade [eq. (5.35)], dados dos baixos valores para a diferença entre as duas soluções nesta região ($\Delta l_f < 6 \%$).

Figura 6.49 Diferença entre as duas soluções propostas para o cálculo da espessura média local de filme de líquido, l_f , em função de ϕ e z [eq. (5.40)]. Resultados da modelagem aplicada ao bocal # 1.

6.4 – Resultados Relativos aos Ensaio com o Aparato Óptico

Conforme anteriormente discutido, os ensaios utilizando o aparato óptico para medição da espessura média local de filme de líquido e da velocidade das perturbações na interface ar/água foram realizados somente na faixa onde se esperava escoamento simétrico: $3 < \phi < 11$. Na tabela 6.3 são apresentados os principais valores dos parâmetros de processo durante os testes para os oito bocais “Y-Jet” ensaiados.

Nesta tabela, na última coluna, é apresentado o valor do coeficiente de descarga para a vazão mássica de ar, C_{Da} ($= W_a/W_{a,máx}$), à saída do seu bocal de alimentação. Como pode ser visto, nenhum dos casos nos quais se efetuou medidas com o aparato óptico encontra-se numa zona de bloqueio. Isto pode ser constatado através da comparação dos valores de C_{Da} na tabela 6.3 e dos resultados de $W_a/W_{a,máx}$ apresentados no item 6.2.3. Naqueles gráficos a zona de bloqueio sempre correspondeu a valores de $W_a/W_{a,máx} > 0,8$. Na tabela 6.3 o maior valor encontrado para $C_{Da,máx}$ foi de 0,754 (Bocal # 3, $\phi = 3,03$).

Especificamente com relação ao bocal # 1, não se possui dados para ϕ em torno de 7 nem de 9. Isto explica-se porque, dado que este foi o primeiro bocal a ser explorado, preferiu-se inicialmente testá-lo para uma faixa muito maior de ϕ , ou seja, para $0,01 < \phi < 25,67$.

Evidentemente numa faixa ampla como esta não foi discretizada, como nos demais bocais, a faixa de escoamento simétrico. Os resultados obtidos para o bocal # 1 fora da faixa de simetria foram omitidos deste trabalho para permitir a comparação com os demais.

Tabela 6.3 Parâmetros de processo relativos aos ensaios utilizando aparato óptico.

Bocal	ϕ	RAL	T_{a0} [°C]	T_c [°C]	P_{a0} [bar]	P_c [bar]	P_M [bar]	P_1 [bar]	P_2 [bar]	W_c [kg/h]	W_a [kg/h]	C_{Da}
# 1	3,01	0,051	31,3	24,6	6,80	6,45	5,15	3,43	2,57	1737,9	89,1	0,66
	5,98	0,038	32,0	25,2	6,82	7,16	5,55	3,51	2,56	2024,4	76,3	0,57
	8,05	0,033	31,6	24,3	6,81	7,43	5,70	3,55	2,56	2144,3	70,7	0,52
	10,15	0,030	29,9	24,8	6,80	7,62	5,80	3,59	2,58	2234,4	66,1	0,49
# 2	3,15	0,052	29,3	25,2	6,81	6,81	5,49	3,51	2,60	1756,3	90,7	0,56
	5,11	0,041	27,6	23,4	6,82	7,23	5,71	3,60	2,59	1936,1	80,3	0,50
	7,06	0,036	28,9	24,2	6,82	7,47	5,84	3,65	2,61	2055,6	73,3	0,45
	9,04	0,032	27,0	23,1	6,80	7,63	5,89	3,67	2,62	2164,7	68,6	0,43
	10,95	0,029	25,3	22,5	6,82	7,79	5,97	3,72	2,66	2240,5	65,0	0,40
# 3	3,03	0,053	19,5	20,4	5,85	5,19	3,79	2,59	1,96	2001,5	106,1	0,75
	5,01	0,043	19,0	19,9	5,87	5,99	4,19	2,72	2,02	2275,4	98,6	0,70
	6,98	0,038	22,0	20,0	5,85	6,41	4,41	2,83	2,08	2439,6	91,9	0,66
	8,94	0,034	24,6	21,1	5,83	6,73	4,56	2,89	2,11	2558,6	86,4	0,62
	11,05	0,031	25,9	21,9	5,86	7,07	4,74	2,99	2,17	2679,0	82,8	0,59
# 4	3,03	0,049	23,5	21,5	6,84	6,98	5,50	3,65	2,72	1858,3	90,6	0,56
	4,95	0,039	27,2	22,0	6,84	7,44	5,71	3,73	2,74	2050,0	79,6	0,49
	7,00	0,033	29,4	22,5	6,84	7,75	5,83	3,79	2,76	2199,9	72,5	0,45
	9,07	0,029	31,4	23,0	6,80	7,94	5,88	3,82	2,76	2303,8	66,9	0,43
	11,09	0,026	32,7	23,7	6,81	8,16	5,96	3,85	2,78	2380,5	62,9	0,39
# 5	2,96	0,058	23,5	22,3	6,81	6,56	5,64	3,52	2,58	1650,7	94,9	0,58
	4,99	0,045	22,3	22,2	6,81	6,99	5,91	3,58	2,55	1829,6	82,9	0,51
	7,09	0,039	21,3	21,7	6,81	7,28	6,06	3,62	2,57	1942,9	74,8	0,46
	9,04	0,034	23,8	23,1	6,82	7,45	6,14	3,65	2,59	2042,4	69,9	0,43
	11,00	0,031	22,9	23,0	6,83	7,63	6,21	3,67	2,61	2130,5	66,6	0,41
# 6	3,02	0,052	24,8	24,8	6,81	6,76	5,34	—	2,76	1858,9	96,8	0,60
	5,00	0,041	24,2	23,8	6,82	7,27	5,56	—	2,80	2095,0	86,7	0,53
	7,07	0,035	23,6	23,2	6,81	7,62	5,70	—	2,85	2257,7	79,6	0,49
	8,93	0,032	25,5	22,1	6,81	7,86	5,77	—	2,88	2363,8	74,7	0,46
	11,20	0,028	29,2	22,8	6,85	8,14	5,89	—	2,94	2464,0	70,2	0,43
# 7	3,03	0,054	31,1	25,8	6,80	6,77	5,71	3,53	2,23	1615,5	87,4	0,55
	4,97	0,043	29,4	23,8	6,84	7,19	5,94	3,51	2,20	1792,2	77,4	0,49
	6,98	0,037	28,2	23,3	6,81	7,41	6,04	3,48	2,17	1906,2	70,1	0,43
	8,87	0,033	27,4	24,0	6,86	7,63	6,15	3,50	2,19	2016,5	66,3	0,41
	11,00	0,030	26,7	23,3	6,83	7,77	6,17	3,48	2,18	2106,1	62,4	0,38

Tabela 6.3 Parâmetros de processo relativos aos ensaios utilizando aparato óptico. Continuação

Bocal	ϕ	RAL	T_{a0} [°C]	T_c [°C]	P_{a0} [bar]	P_c [bar]	P_M [bar]	P_1 [bar]	P_2 [bar]	W_c [kg/h]	W_a [kg/h]	C_{Da}
# 8	2,98	0,097	33,9	26,0	4,75	6,22	3,83	—	2,23	1108,7	107,8	0,67
	5,07	0,075	36,5	25,9	4,76	7,85	3,83	—	2,10	1418,3	105,7	0,66
	7,08	0,063	37,6	25,5	4,74	9,44	3,77	—	2,01	1660,8	104,0	0,65
	9,10	0,055	37,5	26,5	4,70	10,62	3,78	—	1,99	1786,3	98,7	0,62
	10,89	0,051	37,4	26,0	4,74	11,17	3,92	—	2,00	1835,7	94,4	0,59

6.4.1 – Resultados Relativos à Medição de Espessura Média Local de Filme de Líquido: Confronto com Resultados do Modelo Teórico-Experimental

Após os cálculos realizados em conformidade com o procedimento apresentado no item 4.5.1, verificou-se uma grande dispersão entre os resultados relativos a cada uma das três regiões A, B e C anteriormente expostas. Muitas hipóteses poderiam ser formuladas para tentar explicar a dispersão entre os resultados, inclusive a presença, bastante considerável, de um (ou mais) erro(s) sistemático(s) associado à medição através de aparato óptico utilizado.

Para contornar essa situação os resultados são apresentados como uma média de todos os valores de espessura alcançados para duas seções transversais próximas no duto de mistura de cada bocal. Isso foi feito da seguinte maneira: cada um dos oito bocais⁷¹ possuíam 3 fibras posicionadas na mesma seção transversal, uma fibra em cada uma das três regiões A, B e C. Para expressar a média da espessura de filme numa determinada seção admitia-se que, por motivos de simetria, a região oposta à B deveria apresentar uma espessura dimensionalmente igual a da região B, desse modo a média de cada seção era calculada conforme a equação a seguir,

$$l_{f,med,seção} = \frac{l_{f,A} + 2.l_{f,B} + l_{f,C}}{4} \quad (6.33)$$

onde $l_{f,med,seção}$ é a media da espessura de filme numa determinada seção; $l_{f,A}$, $l_{f,B}$ e $l_{f,C}$ as espessuras de filme, na mesma seção transversal, para as regiões A, B e C, respectivamente.

Por outro lado, como as fibras foram posicionadas aos pares em cada uma das 3 regiões, para permitir a medição da velocidade de ondas na interface ar/água, a média final era calculada como sendo a média aritmética de duas seções próximas, isto é, correspondentes a um par de fibras,

$$l_{f,med} = \frac{l_{f,med,seção1} + l_{f,med,seção2}}{2} \quad (6.34)$$

A posição de $l_{f,med}$ é tomada no ponto médio entre cada par de fibras considerado. Como cada um dos bocais # 1 a # 7 possuíam 30 fibras, 10 em cada uma das três regiões A, B e C, o resultado final é apresentado com 5 valores de médias de espessura de filme para cada bocal.

A exceção é o bocal # 8, que apresenta 4 pares de fibras por seção⁷².

As figuras 6.50 a 6.54 apresentam os resultados finais, calculados conforme a apresentação acima exposta. Estas figuras também incluem os resultados para espessura média local de filme de

⁷¹ Exceto o bocal # 8, que na primeira seção transversal possuía fibras apenas nas regiões B e C. Para maiores detalhes confira item 4.3.

⁷² Como na primeira seção transversal do duto de mistura do bocal # 8 não havia fibra na região A, para esta seção a média foi calculada utilizando-se da eq. (6.33) com $l_{f,A} = 0$ e 3 ao invés de 4 no denominador da equação.

líquido (linhas contínuas) calculadas segundo o modelo teórico-experimental descrito no Capítulo 5. Os resultados para a espessura de filme teórica que são mostrados nestas figuras referem-se à solução via equação da continuidade [eq. (5.35)], obtida após o cálculo da fração de entranhamento, E , pela equação da conservação da quantidade de movimento para o filme de líquido [cfr. Capítulo 5].

Na grande maioria dos resultados existe um certo afastamento entre os valores experimentais e os resultados previstos pelo modelo, conforme pode ser observado nas figuras 6.50 a 6.54.

Os resultados obtidos para bocal # 3 apresentam uma clara tendência de diminuição da espessura média de filme com o incremento z , como pode ser visto nas figuras 6.50c a 6.53c e 6.54b. Para este bocal também verifica-se uma razoável aproximação entre os resultados experimentais e os relativos ao modelo para elevados valores de ϕ , na região próxima à saída do duto de mistura.

O bocal # 6 apresenta uma tendência semelhante ao bocal # 3 (figuras 6.50f a 6.53f e 6.54e), mostrando uma diminuição de $l_{f,med}$ com o aumento de z , embora não ocorra um aproximação dos resultados experimentais com os previstos pelo modelo, como acontece com o bocal # 3.

Os resultados experimentais de $l_{f,med}$ do bocal # 4 apresentam uma ligeira tendência de diminuição com o incremento de z .

Já os bocais # 5 e # 7 apresentam resultados discrepantes, em termos de tendência, para diferentes valores de ϕ , ora diminuindo os valores dos resultados experimentais com o aumento de z (figuras 6.50g, 6.51e, 6.51g e 6.52g), ora subindo com o incremento em z (figuras 6.50e e 6.53e), ora permanecendo quase invariáveis com o aumento de z (figuras 6.52e, 6.53f, 6.54d e 6.54f).

Os resultados experimentais para os bocais # 1 e # 2 apresentam uma dispersão muito elevada dos valores de $l_{f,med}$ em função de z e ϕ . Geralmente para ambos os bocais ocorre um ponto de mínimo nos valores de $l_{f,med}$ para $10 < z < 15$, pontos estes que apresentam-se próximos ao valor previsto pelo modelo teórico-experimental.

Finalmente, o bocal # 8 apresenta uma tendência crescente dos valores experimentais da espessura média de filme com o aumento de z . Para o primeiro ponto medido, em $z = 4,35$ mm, há uma boa concordância entre os valores experimental e teórico para $\phi \leq 7$.

(a) B # 1; $\phi = 3,01$ (b) B # 2; $\phi = 3,15$ (c) B # 3; $\phi = 3,03$ (d) B # 4; $\phi = 3,03$ (e) B # 5; $\phi = 2,96$ (f) B # 6; $\phi = 3,02$ (g) B # 7; $\phi = 3,03$ (h) B # 8; $\phi = 2,98$

Figura 6.50 Resultados finais para espessura média local de filme de líquido para ϕ em torno de 3. Comparação entre as médias de duas seções transversais próximas e resultados do modelo teórico-experimental.

(a) B # 1; $\phi = 5,98$ (b) B # 2; $\phi = 5,11$ (c) B # 3; $\phi = 5,01$ (d) B # 4; $\phi = 4,95$ (e) B # 5; $\phi = 4,99$ (f) B # 6; $\phi = 5,00$ (g) B # 7; $\phi = 4,97$ (h) B # 8; $\phi = 5,07$

Figura 6.51 Resultados finais para espessura média local de filme de líquido para ϕ em torno de 5. Comparação entre as médias de duas seções transversais próximas e resultados do modelo teórico-experimental.

(a) B # 1; $\phi = 8,05$ (b) B # 2; $\phi = 7,06$ (c) B # 3; $\phi = 6,98$ (d) B # 4; $\phi = 7,00$ (e) B # 5; $\phi = 7,09$ (f) B # 6; $\phi = 7,07$ (g) B # 7; $\phi = 6,98$ (h) B # 8; $\phi = 7,08$

Figura 6.52 Resultados finais para espessura média local de filme de líquido para ϕ em torno de 7. Comparação entre as médias de duas seções transversais próximas e resultados do modelo teórico-experimental.

(a) B # 1; $\phi = 10,15$ (b) B # 2; $\phi = 9,04$ (c) B # 3; $\phi = 8,94$ (d) B # 4; $\phi = 9,07$ (e) B # 5; $\phi = 9,04$ (f) B # 6; $\phi = 8,93$ (g) B # 7; $\phi = 8,87$ (h) B # 8; $\phi = 9,10$

Figura 6.53 Resultados finais para espessura média local de filme de líquido para ϕ em torno de 9. Comparação entre as médias de duas seções transversais próximas e resultados do modelo teórico-experimental.

(a) B # 2; $\phi = 10,95$ (b) B # 3; $\phi = 11,05$ (b) B # 4; $\phi = 11,09$ (d) B # 5; $\phi = 11,00$ (e) B # 6; $\phi = 11,20$ (f) B # 7; $\phi = 11,00$ (g) B # 8; $\phi = 10,89$

Figura 6.54 Resultados finais para espessura média local de filme de líquido para ϕ em torno de 11. Comparação entre as médias de duas seções transversais próximas e resultados do modelo teórico-experimental.

A seguir apresenta-se uma listagem das possíveis fontes de erros que levaram à dispersão observada nos dados experimentais das figuras 6.50 a 6.54. A discussão completa dessas possíveis fontes de erros é feita no Apêndice C.

- A fixação das pontas das fibras ópticas nos bocais pode não ter garantido a ortogonalidade necessária entre essas pontas e a superfície interna dos dutos de mistura dos bocais. Os pinos utilizados para garantir a interfaciabilidade entre essas pontas e a superfície interna dos dutos de mistura pode ter danificado as pontas das fibras no momento da sua remoção, embora todo cuidado tenha sido tomado ao lubrificar-se o pino e realizar o processo vagarosa e cuidadosamente;

- O posicionamento das fibras ópticas nos microposicionadores que foi realizado manualmente;
- O processo utilizado para o polimento das pontas das fibras ópticas pode não ter garantido a perpendicularidade necessária entre estas e o eixo longitudinal das fibras;
- A presença de erros sistemáticos deve ser levada em consideração dadas as baixas amplitudes dos sinais de retorno aos fotodiodos (o fundo de escala utilizado nos amplificadores durante a aquisição dos sinais foi de 20 μA);
- O fato de que o padrão de escoamento no interior dos dutos de mistura dos bocais testados tenha sido outro diferente do tipo anular-disperso. Por exemplo, os resultados do item 6.2.1 (Mapas de Escoamento Bifásico Específicos) indicaram que grande parte dos casos ensaiados situavam-se no padrão “wispy annular” (inclusive os casos nos quais foram realizadas as medidas através do aparato óptico). Tal padrão apresenta bolhas no interior do filme de líquido e o filme de líquido utilizado durante as calibrações das fibras eram homogêneos. A presença de bolhas no filme de líquido alteraria completamente o fenômeno de atenuação do sinal devido à espessura de filme de líquido; e
- De todos os resultados mostrados nas figuras 6.50 a 6.54, os que apresentaram-se mais próximos do esperado e mais próximos aos preditos pelo modelo teórico-experimental foram os obtidos para o bocal # 3. Tal bocal era o que possuía o maior valor para o diâmetro do duto de mistura (12 mm contra 11,4 mm para o bocal # 8 e 10 mm para os restantes). Provavelmente o maior valor de dm pode levar a uma melhor acomodação do filme de líquido na superfície interna do duto de mistura, o que facilita sua medição, e por outro lado atenua os efeitos da reflexão dos feixes de laser na superfície (do duto de mistura) oposta àquela onde estão as fibras ópticas que levam tais feixes até o duto de mistura.

6.4.2 – Resultados Relativos à Medição da Velocidade das Perturbações na Interface Ar/Água

Nesta seção são apresentados os resultados obtidos para as velocidades das perturbações na interface ar/água, u_{pi} .

Como já foi mencionado, o coeficiente de correlação, $\rho_{X_1X_2}$, expressa a manutenção (ou o congelamento) das estruturas das perturbações presentes num determinado escoamento. Quanto maior é seu valor, menor são as mudanças que essas estruturas sofrem entre dois pontos consecutivos na sua direção principal.

Durante os ensaios relativos à medição de u_{pi} verificou-se que este coeficiente era dependente do modo de aquisição utilizado. Tais modos baseiam-se na maneira com que os dados dos sinais provenientes de um par de fibras ópticas específico eram transmitidos do osciloscópio para o microcomputador. O primeiro modo era a gravação desses sinais dinamicamente, ou seja, com o osciloscópio em funcionamento. O segundo era realizado armazenando os dados dos sinais da tela.

As figuras 6.55 e 6.56 apresentam coeficientes de correlação obtidos pelos dois modos acima descritos; em ambas as figuras é apresentado $\rho_{X_1X_2}$ em função do atraso, m , para três pares de fibras ópticas tomadas aleatoriamente⁷³. Na primeira, figura 6.51, mostra-se os coeficientes de correlação obtidos através do modo dinâmico de gravação dos sinais. Na figura 6.56, apresenta-se o mesmo tipo de gráfico para os sinais obtido através do modo estático de gravação dos sinais (segundo modo). Como pode ser visto, é evidente a melhor qualidade dos coeficientes de correlação obtidos através do modo estático de gravação.

⁷³ Fibras 1 a 10 situam-se na região A do duto de mistura, 11 a 20 na região B, e 21 a 30 na região C (cfr. figuras 4.18 e 4.19).

Figura 6.55 Coeficientes de correlação obtidos através do modo dinâmico de gravação dos sinais.

Infelizmente, tal diferença entre os modos de gravação somente foi notada a partir dos ensaios do bocal # 4. Assim, neste relatório não serão apresentados os resultados de u_{pi} relativos aos bocais # 1, # 2 e # 3. Isso ocorreu pois só houve tempo hábil para a análise prévia dos resultados a partir do término dos ensaios relativos ao bocal # 3. Ao constatar a diferença que tais modos de gravação acrescentavam aos resultados finais, decidiu-se pela mudança do procedimento a partir do bocal # 4.

Figura 6.56 Coeficientes de correlação obtidos através do modo estático de gravação dos sinais.

As figuras 6.57 a 6.61 apresentam os resultados finais para a velocidade média das perturbações na interface ar/água em função da coordenada axial, z , na direção do escoamento no interior dos dutos de mistura dos bocais testados. Semelhantemente ao que foi feito para a espessura média de filme de líquido, aqui também é apresentada a velocidade média das perturbações numa seção transversal específica, isto é, analogamente à eq. (6.33),

$$u_{pi,med,seção} = \frac{u_{pi,A} + 2.u_{pi,B} + u_{pi,C}}{4} \quad (6.35)$$

onde $u_{pi,med,seção}$ é a média das velocidades das perturbações na interface ar/água numa determinada seção; $u_{pi,A}$, $u_{pi,B}$, e $u_{pi,C}$ as velocidades das perturbações, na mesma seção transversal, para as regiões A, B e C, respectivamente.

Dois esclarecimentos devem ser feitos em relação aos resultados apresentados nas figuras 6.57 a 6.61. O primeiro deles refere-se ao menor valor do coeficiente de correlação, $\rho_{x_1x_2}$, para o qual obteve-se curvas semelhantes às ilustradas na figura 6.56. Constatou-se que para $\rho_{x_1x_2} < 0,75$ a curva de $\rho_{x_1x_2}$ em função do atraso, m , não mais apresentava um pico bem definido como os apresentados na figura 6.56, assim todos os valores de u_{pi} obtidos para $\rho_{x_1x_2} < 0,75$ foram desprezados.

O segundo esclarecimento é que, salvo os resultados para o bocal # 6 e alguns do bocal # 7, nenhum dos demais bocais apresentou valores de $\rho_{x_1x_2} > 0,75$ para a primeira seção transversal. Isso justifica a presença de somente quatro pontos nos gráficos dos bocais # 4 e # 5, que possuíam cinco pares de fibras em cada uma das três regiões A, B e C. Para o bocal # 8, que possuía apenas quatro pares de fibras por região, ocorreu o mesmo fenômeno e portanto são apresentados somente três pontos por gráfico. Tal constatação decorre do fato de que, próximo ao ponto de mistura, ambos os fluidos (ar e água) ainda estão numa região de acomodação⁷⁴ e o escoamento ainda não apresenta-se bem definido.

Observando os resultados ilustrados nas figuras 6.57 a 6.61 pode-se notar claramente que há uma tendência crescente de $u_{pi,med}$ com o incremento de z . Este resultado também é coerente com o fenômeno em questão, posto que à medida que o escoamento avança em direção a saída do duto de mistura, a transferência de quantidade de movimento do ar presente no núcleo do escoamento acelera o filme de líquido.

De todos os resultados obtidos, aqueles relativos ao bocal # 6 são os que apresentam-se melhor comportados. Já o bocal # 7 apresenta um elevado valor para $u_{pi,med}$ próximo à saída do duto de mistura.

De acordo com os resultados obtidos pode-se notar também que $u_{pi,med}$ não é muito influenciada pelo valor de ϕ . De fato, analisando cada bocal individualmente, verifica-se que não há um comportamento uniforme de variação de $u_{pi,med}$ em função de ϕ . Ou seja, não se verifica, para o mesmo valor de z , um aumento ou diminuição uniforme de $u_{pi,med}$ com o incremento de ϕ .

⁷⁴ cfr. figura 3.16b.

(a) B # 4; $\varphi = 3,03$ (b) B # 5; $\varphi = 2,96$ (c) B # 6; $\varphi = 3,02$ (d) B # 7; $\varphi = 3,03$ (e) B # 8; $\varphi = 2,98$

Figura 6.57 Resultados finais para a velocidade média das perturbações na interface ar/água para φ em torno de 3.

(a) B # 4; $\varphi = 4,95$ (b) B # 5; $\varphi = 4,99$ (c) B # 6; $\varphi = 5,00$ (d) B # 7; $\varphi = 4,97$ (e) B # 8; $\varphi = 5,07$

Figura 6.58 Resultados finais para a velocidade média das perturbações na interface ar/água para φ em torno de 5.

(a) B # 4; $\varphi = 7,00$ (b) B # 5; $\varphi = 7,09$ (c) B # 6; $\varphi = 7,07$ (d) B # 7; $\varphi = 6,98$ (e) B # 8; $\varphi = 7,08$

Figura 6.59 Resultados finais para a velocidade média das perturbações na interface ar/água para φ em torno de 7.

(a) B # 4; $\varphi = 9,07$ (b) B # 5; $\varphi = 9,04$ (c) B # 6; $\varphi = 8,93$ (d) B # 7; $\varphi = 8,87$ (e) B # 8; $\varphi = 9,10$

Figura 6.60 Resultados finais para a velocidade média das perturbações na interface ar/água para φ em torno de 9.

(a) B # 4; $\phi = 11,09$ (b) B # 5; $\phi = 11,00$ (c) B # 6; $\phi = 11,20$ (d) B # 7; $\phi = 11,00$ (e) B # 8; $\phi = 10,89$

Figura 6.61 Resultados finais para a velocidade média das Perturbações na interface ar/água para ϕ em torno de 11.

Os melhores resultados obtidos para o bocal # 6 devem estar ligados à menor distância entre as fibras que compunham os pares de fibras ópticas deste bocal⁷⁵. Isto leva a concluir que para os demais bocais pode não se ter utilizado um distanciamento adequado. Por outro lado, distanciamentos muito pequenos provocam o problema de interferência de sinais, dificuldades de usinagem e posicionamento adequado das fibras.

Com relação aos níveis de velocidade obtidos, realizou-se uma análise superficial, apenas com o objetivo de verificar a coerência dos resultados. A velocidade do núcleo do escoamento (ou velocidade média do ar), segundo o modelo teórico-experimental (resultados no Apêndice F) à saída do duto de mistura situa-se em torno de 170 m/s para os bocais # 1 a # 7. Nos gráficos aqui presentes, os valores de $u_{pi,med}$ mais próximos à saída do duto de mistura giram em torno de 60 m/s a 65 m/s para os bocais # 4 a # 7. Esses dados levam a um valor para a relação $u_{pi,med}/u_a$ de 0,4 aproximadamente na região próxima à saída do duto de mistura.

Por outro lado, utilizando-se da correlação para a relação de velocidades (*slip ratio*) relatada em Simões Moreira (1994) para escoamento anular com entranhamento, dada por:

$$RV = \frac{u_f}{u_n} = \left(\frac{\rho_a}{\rho_c} \right)^{1/3} \quad (6.36)$$

⁷⁵ Essa distância era de 2,5 mm para os bocais # 6 e # 8 e de 3 mm para os demais.

onde RV é a relação de velocidades, u_f a velocidade média do filme de líquido, u_n a velocidade média do núcleo do escoamento, ρ_a e ρ_c as densidades do ar e da água, respectivamente, e admitindo-se $u_a = u_n$, obtém-se que $RV = 0,10$ à saída do duto de mistura, onde ρ_a vale aproximadamente $1,5 \text{ kg/m}^3$.

Utilizando-se então da informação de que $u_a \approx 170 \text{ m/s}$ nesta região, conclui-se que à saída do duto de mistura $u_f \approx 17 \text{ m/s}$. Se a velocidade média do filme de líquido for então desta ordem de grandeza nesta região e admitindo-se que a velocidade na interface seja duas vezes maior que a média, chega-se a conclusão de que a velocidade média das perturbações, à saída do duto de mistura, seria de 1,5 a 2 vezes maior que a velocidade da interface ar/água e 3,5 a 4 vezes maior que a velocidade média do filme, na mesma região.

Hewitt e Hall-Taylor (1970) relatam que, para escoamento de filme de líquido descendente (*freely falling film*), a maioria dos pesquisadores têm encontrado valores para $u_{pi,med}/u_f$ na faixa de 2,4 a 3. No presente trabalho, escoamento vertical descendente a altas velocidades, o valor de $3,5 < u_{pi,med}/u_f < 4$ parece ser bastante razoável.

Por outro lado, no modelo teórico-experimental utilizou-se a distribuição de pressão (dP/dz) no interior do duto de mistura, medida experimentalmente. Como esta distribuição tem grande influência nos resultados do modelo e os resultados relativos aos parâmetros de processo e geométricos revelaram-se coerentes, pode-se dizer que esses resultados devem expressar com certa fidelidade o que realmente ocorria, em termos de variação dos parâmetros do escoamento, no interior desses bocais.

Considerando-se que o padrão do escoamento na região próxima ao ponto de mistura não deve ser o anular-disperso, os resultados deste modelo também revelam-se coerentes. Como pode ser visto na figura 6.43, a variação da fração de entranhamento (E) em relação ao incremento de z (cfr. também figuras análogas no Apêndice F), na região próxima ao ponto de mistura, possui um ponto de máximo. Este ponto pode ser entendido como o ponto onde o escoamento atinge seu máximo valor em termos de mistura de ambas as fases, dado que E indica a quantidade de líquido presente no núcleo de um escoamento anular-disperso. Após esta região a fração de entranhamento decresce rapidamente com o aumento de z , indicando que a fração de líquido que estava presente no núcleo do escoamento vai acomodando-se gradativamente ao filme de líquido presente na parede do duto de mistura. Esta diminuição de E com o aumento de z indica também que, à medida que se aproxima da saída do duto de mistura, o escoamento vai adquirindo um padrão cada vez mais próximo ao de um anular-disperso bem definido. Provavelmente por esta razão os resultados experimentais e teóricos para o bocal # 3 se revelaram mais concordantes próximo à saída do duto de mistura.

Os cálculos breves que foram realizados acima para velocidade média das perturbações indicaram uma velocidade média do filme de líquido de 17 m/s à saída do duto de mistura. Os resultados teóricos para esta velocidade são em torno de 13 a 16 m/s no mesmo local. A julgar pelas aproximações os resultados previstos pelo modelo para a velocidade média do filme são também coerentes.

Evidentemente, o modelo aqui utilizado apoia-se em algumas equações constitutivas empíricas⁷⁶. Estas podem não prever com exatidão o valor das variáveis por elas calculadas, mas não se pode dizer que tais equações comprometam os resultados finais, uma vez que essas equações são de uso consagrado e seus resultados revelaram-se coerentes com outros modelos descritos na literatura [Wallis (1969), Hewitt e Hall-Taylor (1970), Collier e Thome (1996) e Carey (1992)].

⁷⁶ Cfr. Capítulo 5, item 5.4.

Capítulo 7 – CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

As conclusões deste trabalho de pesquisa estão organizadas segundo os três objetivos inicialmente propostos.

Para que se tenha uma visão mais abrangente do fenômeno aqui estudado as palavras ar e água são substituídas pelos termos fluido auxiliar e combustível, respectivamente, que são mais apropriados para a área de conhecimento na qual este trabalho se insere.

Quanto ao primeiro objetivo, isto é, o estudo experimental da influência da variação dos parâmetros geométricos e de processo nas características do escoamento bifásico no interior dos bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet”, considera-se que os resultados alcançados foram plenamente satisfatórios. As conclusões mais importantes são:

- Para os oito bocais, a grande maioria das situações de escoamento ensaiadas situam-se na região do padrão de escoamento “wispy annular” conforme o mapa de Hewitt e Roberts (1969) apresentado na figura 6.1a, ou na região de transição entre os padrões de escoamento espumante e anular conforme o mapa de Oshinowo e Charles (1974) apresentado na figura 6.1b, ambos apresentados no item 6.2.1;
- A vazão mássica de fluido auxiliar (W_a) diminui com o aumento da pressão de suprimento de combustível (P_c) e com a diminuição da pressão de suprimento de fluido auxiliar (P_{a0}) enquanto que a vazão mássica de combustível (W_c) aumenta com o incremento de P_c e a diminuição de P_{a0} (cfr. item 6.2.2);
- A pressão na saída do duto de mistura na sua condição subsônica (P_s) sempre esteve acima do seu valor crítico (P^*) (cfr. item 6.2.5);
- Ocorreram duas situações de acoplamento entre P^* e P_{atm} : (1^a) Para alguns casos (a minoria) observou-se que $P^* < P_{atm}$. Para estes casos a pressão real de saída do duto de mistura (P_s) simplesmente foi $P_s = P_{atm}$ e o número de Mach na saída (M_s) menor que um; e (2^a) Para os demais casos observou-se que $P^* > P_{atm}$. Para estes casos $M_s = 1$, $P_s = P^*$ e o ajuste à pressão atmosférica deu-se através de ondas de expansão oblíquas (cfr. item 6.2.5);
- Quando ocorreu bloqueio do fluido auxiliar, esta se deu por dois motivos: (1^o) por mudança de área, na saída do seu bocal de alimentação (expansão desde d_a até d_m). Nestas situações $P_M/P_{a0} < 0,5283$; e (2^o) por expansão na saída do duto de mistura ($z = l_m$) onde $P_s = P^* > P_{atm}$. Nestas condições $P_M/P_{a0} > 0,5283$ (cfr. item 6.2.5);
- Especificamente com relação ao escoamento do fluido auxiliar, verificou-se um sensível afastamento dos dados reais em relação ao escoamento compressível isoentrópico. Tal característica deve-se principalmente a: (1) à expansão brusca do fluxo de fluido auxiliar na região de bloqueio do escoamento por mudança de área, isto é, para os pontos que situam-se em $P_M/P_{a0} \leq 0,5283$; e (2) ao atrito e a mistura com o fluxo de combustível na região posterior à de bloqueio por mudança de área, ou melhor dizendo, para os pontos que se situam em $P_M/P_{a0} > 0,5283$ (cfr. item 6.2.5);
- W_c é muito mais susceptível às mudanças no comprimento do duto de mistura que W_a ;
- W_a é mais sensível a variações no diâmetro do bocal de alimentação de fluido auxiliar (d_a) enquanto que W_c é mais sensível a variações no diâmetro do duto de mistura (d_m) (cfr. item 6.2.2);
- A pressão no ponto de mistura (P_M), e consequentemente ao longo o duto de mistura, é muito mais influenciada por P_c que por P_{a0} , embora o aumento na relação entre as vazões mássicas de fluido auxiliar e combustível (RAL) provoque uma ação predominante da taxa de quantidade de movimento do fluido auxiliar sobre a taxa de quantidade de movimento lateral de combustível. Como consequência a pressão no ponto de mistura passa a ser controlada quase que exclusivamente pela expansão do fluido auxiliar (cfr. itens 6.2.3, 6.2.4 e 6.2.5);

- Verificou-se uma pequena influência de P_{a0} sobre o coeficiente de descarga de combustível (C_{Dc}) no duto de mistura (cfr. item 6.2.6);
- A correlação desenvolvida para a previsão de P_M [eq. (6.7) – item 6.2.3] em função dos parâmetros geométricos e operacionais estudados mostrou-se bastante confiável dentro dos limites estudados. A correlação encontrada foi:

$$\frac{P_M}{P_{a0}} = 0,169 + 0,81 \cdot \exp \left[-0,675 \cdot \left(\frac{l_m}{d_m} \right)^{-0,38} \cdot \left(\frac{d_m}{d_a} \right)^4 \cdot \theta^{-0,22} \cdot RAL^{0,87} \right]$$

- Para efeitos de projeto, a condição na qual se obteve bloqueio do fluido auxiliar por mudança de área na saída do seu bocal de alimentação, isto é, $P_M/P_{a0} < 0,5283$, segundo a eq. (6.7), é para $(l_m/d_m)^{-0,38} \cdot (d_m/d_a)^4 \cdot \theta^{-0,22} \cdot RAL^{0,87} > 1,2$ (cfr. item 6.2.5);
- Para fluxos mássicos de combustível (G_c) maiores que $6000 \text{ kg/m}^2 \cdot \text{s}$ a distribuição de pressão no interior do duto de mistura é praticamente linear, independentemente do valor de P_{a0} (cfr. item 6.2.4); e
- Particularmente com relação ao bocal # 8, para todos os parâmetros de processo estudados, verificou-se mudanças na tendência dos parâmetros analisados. Dada a sua geometria particular em relação aos demais 7 bocais testados (cfr. item 4.3) tais comportamentos sugerem um estudo mais detalhado deste tipo específico de bocal.

A tabela 7.1 traz um resumo da influência dos parâmetros geométricos estudados sobre os parâmetros de processo.

Tabela 7.1 Influência dos parâmetros geométricos estudados sobre os parâmetros de processo.

Parâmetro geométrico	Forte influência em:	Média influência em:	Fraca influência em:
θ	C_{Dc}	P_M/P_c e ϕ	$W_a, W_c, C_{Da}, P_M/P_{a0}$ e $P \times z$
l_m/d_m	$P \times z$	W_a, W_c, C_{Dc} e P_M/P_{a0}	$C_{Da}, P_M/P_c$ e ϕ
d_m/d_a	$W_a, W_c, C_{Dc}, P_M/P_{a0}$ e $P \times z, \phi$	P_M/P_c	C_{Da}

Com relação ao segundo objetivo proposto, a saber, o estudo fenomenológico do escoamento no interior dos bocais “Y-Jet” através da medição da espessura média local de filme de combustível e da velocidade das perturbações na interface fluido auxiliar/combustível, os resultados alcançados foram questionáveis para a espessura de filme, mas revelaram-se satisfatórios para a velocidade das perturbações.

As principais conclusões relativas aos resultados obtidos são:

- O bocal # 3, que possuía o maior valor para o diâmetro do duto de mistura, d_m , apresentou os melhores resultados para a espessura média de filme de combustível. Especificamente, próximo à região da saída do duto de mistura, houve uma razoável concordância entre os resultados experimentais e os previstos pelo modelo teórico-experimental. Provavelmente, o aumento do diâmetro do duto de mistura por um lado pode ter levado a uma melhor acomodação do filme de combustível na superfície interna do duto de mistura, o que facilitou sua medição, e por outro lado atenuou os efeitos da reflexão dos feixes de laser na superfície (do duto de mistura) oposta àquela onde estão as fibras ópticas que levam tais feixes até o duto de mistura;

- Velocidades das perturbações na interface fluido auxiliar/combustível foram obtidas com melhor qualidade quando a distância entre duas fibras ópticas que compunham pares de medição era menor que 3 mm. Isto pode ser comprovado observando os resultados para os bocais # 4, # 5 e # 7, onde essa distância era de 3 mm e os resultados para o bocal # 6, cuja distância entre fibras do mesmo par era de 2,5 mm; e
- As velocidades das perturbações na interface situam-se na faixa de 35 a 65 m/s, segundo os resultados obtidos.

O terceiro objetivo era a proposição de um modelo unidimensional, bifásico e compressível, para a simulação do escoamento no interior desse tipo de bocal, comparando seus resultados com os experimentais.

O modelo proposto contém vários aspectos originais e os seus resultados mostraram-se bastante coerentes, auxiliando na elucidação da fenomenologia desse tipo de escoamento. Esse modelo, que utiliza os dados de medição da distribuição de pressão no interior dos dutos de mistura dos bocais testados, fornece os seguintes resultados locais (z): as velocidades médias do filme de combustível (u_f) e do fluido auxiliar (u_a) no núcleo do escoamento, a fração de entranhamento (E), as frações de área ocupadas pelo combustível (β) e pelo fluido auxiliar (α), a vazão mássica de filme de combustível (W_f) e a espessura média local de filme de combustível (l_f).

Os resultados para o modelo teórico-experimental indicaram que, para a região próxima à saída do duto de mistura, houve razoável concordância entre os resultados experimentais e teóricos para o bocal # 3, cujos resultados experimentais parecem ser os mais confiáveis.

Partindo das conclusões acima expostas resta agora fazer algumas análises críticas sobre o presente trabalho de pesquisa que possam servir para futuros trabalhos tanto para aprofundar mais no fenômeno como para a utilização das técnicas aqui descritas em outros trabalhos de pesquisa.

Em primeiro lugar melhores resultados seriam provavelmente obtidos a partir do aparato óptico se fossem tomadas as seguintes medidas:

1. A utilização de maiores diâmetros dos dutos de mistura dos bocais estudados que os aqui construídos. Essa consideração baseia-se na melhor qualidade dos resultados encontrados para o bocal # 3. A princípio, não foram projetados bocais com valores maiores para este diâmetro pois optou-se por manter uma escala de 3:1 em relação a grande maioria dos bocais encontrados durante a revisão bibliográfica. Também simplesmente elevar esse fator de escala não seria a solução para o problema, visto que tal medida implicaria no aumento das vazões mássicas de ar e água, o que demandaria equipamentos mais potentes para a manutenção dos valores de fluxo mássico de ar e água nos mesmos padrões encontrados nos bocais “Y-Jet” atuais;
2. O emprego de uma fonte de laser mais potente que a atual (de 10 mW), ou pelo menos duas fontes laser, uma para cada canal de aquisição, com a mesma potência atual. Tal constatação está relacionada à amplitude do sinal que retorna aos fotodiodos, que, como visto no capítulo 4 são muito baixos. Ohba *et al.* (1992), trabalho sobre o qual se baseou a construção do presente aparato óptico, utilizaram duas fontes laser de 5 mW cada. A princípio pensou-se que utilizando de uma única fonte com o dobro de potência também se alcançaria bons resultados. O fato é que o padrão de escoamento estudado por esses autores era muito mais bem comportado que o presente, fator este que também contribuiu para a dispersão dos resultados encontrados via aparato óptico, principalmente na medição da espessura média local de filme de líquido, que dependia em última análise da medição da amplitude dos sinais. Usando-se, para cada canal, de uma fonte de laser polarizado de maior potência e uma placa de meia onda, poder-se ia girar ambas as placas de meia onda para que os divisores de feixes dos conjuntos com microposicionadores transmitissem para as respectivas fibras ópticas quase toda a intensidade dos feixes de laser incidentes. Assim, na volta para o fotodiodo, com a perda da polarização dos feixes de laser, os 50% da intensidade dos sinais que seriam desviados para cada um dos

fotodiodos seriam muito maiores que no circuito atual e portanto os sinais relativos aos fenômenos muito mais fortes que os relativos aos erros;

3. Uso de microposicionadores com ajuste eletrônico. Isto evitaria os erros devidos ao posicionamento manual das fibras ópticas. A princípio tais equipamentos foram cotados, mas o preço era extremamente proibitivo⁷⁷; e
4. A utilização de outros tipos de fibras ópticas, de vidro ou plásticas, mono ou multimodo, de diversos fabricantes, com bons acabamentos para polimento das pontas. Tal verificação seria muito interessante, mas não havia tempo hábil no cronograma para sua realização. Acredita-se que a fibra óptica também pode ser uma fonte de erros considerável, posto que para baixas amplitudes, qualquer tipo de perda pode se revelar uma séria obstrução para boas medições.

Com relação a futuros trabalhos, sugere-se os seguintes estudos:

1. O desenvolvimento da presente técnica de medição óptica para escoamentos bifásicos mais bem comportados, como por exemplo escoamento anular vertical ascendente, escoamento estratificado horizontal, etc.. Isso serviria para uma melhor compreensão das variáveis presentes nesta técnica;
2. O estudo de mais bocais com a geometria semelhante a do bocal # 8 e/ou variações em torno desta, uma vez que os resultados obtidos para este bocal, na grande maioria das vezes, diferiu dos demais;
3. O estudo dos mecanismos de geração de instabilidade e quebra do filme de líquido em ligamentos e posteriormente em gotas à saída dos bocais nebulizadores do tipo “Y-Jet”; e
4. O estudo combinado entre as características do escoamento dentro do duto de mistura com a distribuição de gotas no “spray” a jusante dos bocais.

⁷⁷ Na época em que foram cotados (abril de 1997), cada microposicionador com ajuste eletrônico custava aproximadamente U\$ 10000,00. O preço de todo aparato óptico utilizado ficou em torno de U\$ 22000,00, incluindo os atuais microposicionadores de ajuste manual.

BIBLIOGRAFIA

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 1998. Guia para a expressão da incerteza de medição. Rio de Janeiro, ABNT/INMETRO/SBM, 121p.
- ANDREUSSI, P.; GIACOMELLI, A.; TOGNOTTI, L.; MICHELE, G. de; GRAZIADIO, M.; MORELLI, F. Characterization of a pneumatic nozzle. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIQUID ATOMIZATION AND SPRAYS SYSTEMS, Sendai, Japão, 1988. ICLASS-88: Proceedings. Sendai, s.ed., 1988. p. 271 – 277.
- ANDREUSSI, P.; TOGNOTTI, L.; MICHELE, G. de; GRAZIADIO, M. Design and characterization of twin-fluid Y-Jet atomizers. *Atomization and Sprays*, v. 2, p. 45-59, 1992.
- ANDREUSSI, P.; GRAZIADIO, M.; NOVELLI, G.; PASQUALETTI, A.; TOGNOTTI, L. Measurement of liquid film thickness within a Y-Jet atomizer. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIQUID ATOMIZATION AND SPRAYS SYSTEMS, Rouen, França, 1994. ICLASS-94: Proceedings. Rouen, s.ed., 1994. p. 632 – 639.
- ÁSSY, T. M. Mecânica dos fluidos. São Paulo, Plêiade, 1996.
- BRITISH STANDARD INSTITUTION. Measurement of fluid flow in closed conduits. London, 1989. Part 1: Pressure differential devices, Section 1.1 and 1.2. (BSI 1042).
- BUTTERWORTH, D., 1975. A comparison of some void-fraction relationships for co-current gas-liquid flow. *International Journal of Multiphase Flow*, v. 1, p. 845 – 850, 1975.
- CANCELLIERI, G.; RAVAIOLI, U. Measurements of optical fibers and devices: theory and experiments. Dedham, Artech House, 1984.
- CAREY, V. P. Liquid-vapor phase-phenomena: an introduction to the thermophysics of vaporization and condensation processes in heat transfer equipment, s.l., Taylor & Francis, 1992.
- CHIGIER, N. An assessment of spray technology. *Atomization and Sprays*, v. 3, p. 365 – 371, 1993.
- CHIN, J. S.; LEFEBVRE, A. H. Flow patterns in internal-mixing, twin-fluid atomizers, *Atomization and Sprays*, v. 3, p. 463 – 475, 1993.
- COLLIER, J. G.; THOME, J. R. Convective Boiling and Condensation. 3.ed. New York, Oxford University, 1996.
- DORFNER, V.; DOMNICK, F.; DURST, F.; KÖHLER, R. Viscosity and surface tension effects in pressure swirl atomization. *Atomization and Sprays*, v. 5, p. 261 – 285, 1995.
- FOX, R. W.; McDONALD, A. T. Introdução à mecânica dos fluidos. 3.ed. Rio de Janeiro. Guanabara Dois, 1988.
- GARCIA, R.; BERNARDES, H. J. Manual de utilização de óleos combustíveis ultraviscosos. 2.ed. Belo Horizonte, s.ed., 1992.

- GIOZZA, W.F.; CONFORTI, E.; WALDMAN, H. *Fibras ópticas: tecnologia e projeto de sistemas*. Rio de Janeiro, McGraw-Hill, 1991.
- GRAZIADIO, M.; ANDREUSSI, P.; TOGNOTTI, L.; ZANELLI, S. Atomization of coal-water fuels by pneumatic internal mixing nozzle. *Atomization and Spray Technology*, v. 3, pt.1, p. 187 – 208, 1987.
- HEWITT, G. F. *Measurement of two phase flow parameters*. London, Academic Press, 1978.
- HEWITT, G. F.; ROBERTS, D. N. *Studies of two-phase flow patterns by simultaneous X-ray and flash photography*. London, Her Majesty's Stationery Office, 1969. (AERE-M 2159)
- HEWITT, G. F.; HALL-TAYLOR, N. S. *Annular two-phase flow*. New York, Pergamon Press, 1970.
- INAMURA, T.; NAGAI, N.; INAGAKI, H. A study on the twin-fluid atomization of a highly concentrated coal-water mixture. *JSME International Journal*, v. 30, n. 269, p. 1790 – 1796, 1987.
- JABARDO, P. J. S. *Desenvolvimento de um simulador de sistemas térmicos*. São Paulo, EPUSP, 1999. (Trabalho de formatura)
- JENKINS, F. A.; WHITE, H. E. *Fundamentals of Optics*. 4.ed. New York, McGraw-Hill International, 1981.
- LEFEBVRE, A. H. Airblast atomization. *Prog. Energy Combustion Science*, v. 6, p. 233 – 261, 1980.
- LEFEBVRE, A. H. *Atomization and Sprays*. New York, Hemisphere Publishing, 1989.
- LEFEBVRE, A. H. Energy considerations in twin-fluid atomization. *Journal of Engineering for Gas Turbine and Power*, v. 114, n. 1, p. 89 – 96, jan., 1992.
- LOCKHART, R. W.; MARTINELLI, R. C. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. *Chemical Engineering Progress*, v. 45, n. 1, p. 39 – 48, 1949.
- MESSIAS, L. S. *Combustão de Líquidos*, In: *Curso de Combustão Industrial*. São Paulo, IPT/AET, 1995. Cap. 3.
- MICHELE, G. de; GRAZIADIO, M.; MORELLI, F.; NOVELLI, G. Characterization of the spray structure of a large scale HFO atomizer. In: *INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIQUID ATOMIZATION AND SPRAYS SYSTEMS*, Gaithersburg, MD, USA, 1991. ICLASS-91: Proceedings. Gaithersburg, s.ed., 1991. p. 779 – 786.
- MULLINGER, P. J.; CHIGIER, N. A. The design and performance of internal mixing multijet twin fluid atomizers. *Journal of the Institute of Fuel*, v. 47, p. 251 – 261, 1974.
- OHBA, K.; TAKADA, H.; KAWAKAMI, N.; NAGAE, K. Twin fiber optic liquid film sensor for simultaneous measurement of local film thickness and velocity in two-phase annular flow, In: *INTERNATIONAL SYMPOSIUM OF LASER TECHNIQUES TO FLUID MECHANICS*, 6. Lisboa, Portugal, 1992. Proceedings. Lisboa, s.ed., 1992. p. 39.1.1 – 6.

- OSHINOWO, T.; CHARLES, M. E. Vertical two-phase flow. Canadian Journal Chemical Engineering, v. 52, n. 1, pt. 1, p. 25 – 35, 1974.
- REIS, A. A. Desenvolvimento de técnica de medição de temperatura e velocidade com termopares em escoamentos turbulentos de baixa frequência. São Paulo, EPUSP, 1999. 135p. (Tese – Doutorado)
- RIZK, N. K.; LEFEBVRE, A. H. Airblast atomization: studies on drop-size distribution. Journal of Energy, v. 6, n. 5, p. 323 – 327, 1982.
- RIZK, N. K.; LEFEBVRE, A. H. Spray characteristics of plain-jet airblast atomizers. Journal of Engineering for Gas Turbine and Power, v. 106, p. 634 – 638, jul., 1984.
- RIZKALLA, A. A.; LEFEBVRE, A. H. Influence of liquid properties on airblast atomizer spray characteristics. Journal of Engineering for Power, v. 97, n. 2, p. 173 – 179, 1975.
- SHAPIRO, A. H. Compressible fluid flow. New York, John Wiley & Sons, 1953. v. 1
- SIMÕES MOREIRA, J. R. Adiabatic evaporation waves. New York, Rensselaer Polytechnic Institute, 1994. 275p. (Tese – Doutorado)
- SONG, S. H.; LEE, S. Y. An examination of spraying performance of Y-Jet twin-fluid atomizers: effect of mixing port length. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON LIQUID ATOMIZATION AND SPRAYS SYSTEMS, Rouen, França, 1994. ICLASS-94: Proceedings. Rouen, França, s.ed., 1994. p. 616 – 623.
- SONG, S. H.; LEE, S. Y. Study of atomization mechanism of gas/liquid mixtures flowing through Y-Jet atomizers. Atomization and Sprays, vol. 6, p. 193 – 209, 1996.
- STREETER, V. L.; WYLIE, E. B. Mecânica dos fluidos. 7.ed. São Paulo, McGraw-Hill do Brasil, 1980.
- VAN WYLEN, G. J.; SONNTAG, R. E. Fundamentos da termodinâmica clássica. 2.ed. São Paulo, Edgard Blücher, 1976.
- WALLIS, G. B. One dimensional two-phase flow. New York, McGraw-Hill, 1969.

Apêndice A – ANÁLISE DE INCERTEZAS

O texto a seguir baseia-se em Associação Brasileira de Normas Técnicas –ABNT– (1998) para o cálculo da incerteza padronizada em procedimentos experimentais e é um resumo do que foi utilizado para a avaliação das incertezas deste trabalho.

Incerteza de uma medida traduz a dúvida que se possui a seu respeito. Quando realiza-se uma medição tanto os instrumentos quanto a própria pessoa que os realiza podem introduzir erros nas medidas.

As incertezas podem ser classificadas como incertezas padronizadas tipo A e tipo B. A incerteza padronizada tipo A é obtida através do tratamento estatístico das amostras experimentais e a incerteza padronizada tipo B através do julgamento de todas as informações que podem introduzir erros nas medições, tais como aquelas referentes à experiência prévia sobre o comportamento de materiais e instrumentos, especificações do fabricante, dados relativos a certificados de calibrações, etc..

A incerteza padronizada, $u_A(x_i)$, do tipo A é obtida através do cálculo do desvio padrão experimental da média:

$$u_A(x_i) = \left[\frac{1}{n(n-1)} \cdot \sum_{k=1}^n (x_{i,k} - \bar{x}_i)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.1})$$

onde x_i é a estimativa da grandeza X_i ; n o número de observações; e $\bar{x}_i$ a média aritmética de x_i .

Uma avaliação da incerteza padronizada, $u_B(x_i)$, do tipo B deve ser posta em prática sempre que possível, mesmo que já se possua informações suficientes para a avaliação da incerteza padronizada do tipo A. Deverá portanto ser avaliada por julgamento científico de todas as informações anteriormente citadas para este tipo de avaliação. Também quando o número de observação é demasiado pequeno, aconselha-se avaliar a incerteza padronizada do tipo B e não do tipo A.

Há vários casos exemplos de avaliações de incertezas padronizadas do tipo B descritas em ABNT (1998), tais como: (1) quando é de conhecimento que a probabilidade de que X_i esteja dentro de um determinado intervalo é de 50 %. Neste caso, sendo a a meia-largura de tal intervalo, toma-se $u(x_i) = 1,48.a$, uma vez que assumindo-se uma distribuição normal dos possíveis valores de X_i , o intervalo $\mu \pm \sigma/1,48$ abrange 50 % da distribuição, sendo μ a esperança σ o desvio padrão desta distribuição normal; (2) quando é sabido que a probabilidade de que X_i esteja dentro de um determinado intervalo é igual a 1 e que a probabilidade de que X_i esteja fora de tal intervalo é essencialmente 0. Aqui se designa por a_+ e a_- os limites superior e inferior deste intervalo, respectivamente, e não se tem conhecimento específico sobre os possíveis valores de X_i dentro deste intervalo, isto é, uma distribuição uniforme e retangular dos possíveis valores de X_i , a incerteza padronizada seria dada por: $u(x_i) = (a_+ - a_-)/\sqrt{12}$; (3) semelhante ao caso (2), se é de conhecimento que os valores de X_i perto dos limites seja bem menos prováveis do que próximos do ponto médio, pode-se adotar uma distribuição trapezoidal o que resultaria em $u(x_i) = (a_+ - a_-) \cdot \sqrt{(1 + \beta^2)/6}$, onde $(a_+ - a_-)$ e $(a_+ - a_-) \cdot \beta$ seriam as larguras da base e do topo deste trapézio, respectivamente. Quando $\beta \rightarrow 0$ teria-se uma distribuição triangular e quando $\beta \rightarrow 1$ uma distribuição retangular, como no caso (2). Outros exemplos como os citados podem ser encontrados em ABNT (1998).

Para os casos em que é possível avaliar tanto a incerteza padronizada do tipo A como a do tipo B, a incerteza padronizada da estimativa x_i da grandeza X_i é dada por:

$$u(x_i) = \sqrt{u_A^2(x_i) + \sum_{k=1}^m u_{Bk}^2(x_i)} \quad (\text{A.2})$$

onde $u_{Bk}(x_i)$ é a k-ésima incerteza padronizada do tipo B da estimativa x_i . A incerteza padronizada do tipo pode possuir mais de uma avaliação, dependendo da quantidade de informações que se possua. Por isso a somatória na eq. (A.2).

Uma vez conhecida a incerteza padronizada, a incerteza padronizada combinada, $u_c(y)$, para um função y dada por:

$$y = f(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) \quad (\text{A.3})$$

é calculada da seguinte forma:

$$u_c(y) = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 \cdot u^2(x_i)} \quad (\text{A.4})$$

onde as derivadas parciais de y , chamadas coeficientes de sensibilidade, são avaliadas no ponto em que se estima a variância padronizada.

Caso as estimativas de entrada sejam correlacionadas, a expressão apropriada para a incerteza combinada é dada por:

$$u_c(y) = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial f}{\partial x_i} \right)^2 \cdot u^2(x_i) + 2 \cdot \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n \frac{\partial f}{\partial x_i} \cdot \frac{\partial f}{\partial x_j} \cdot u(x_i, x_j)} \quad (\text{A.5})$$

Os coeficientes de sensibilidade, $(\partial f / \partial x_i)$, podem ser determinados experimentalmente variando-se a grandeza e tratando o resultado através de série de Taylor, ou através de métodos numéricos adequados.

A incerteza expandida, U , é obtida multiplicando-se incerteza padronizada combinada, $u_c(y)$, por um fator de abrangência, k , ou seja:

$$U = k \cdot u_c(y) \quad (\text{A.6})$$

O fator de abrangência é adotado, na maioria dos casos, igual a 2 (95% de confiança da média), e é satisfatório e aceito para a maioria dos cálculos de engenharia. Tal fator pode ser determinado para um nível de confiança requerido adotando-se a distribuição estatística como sendo normal.

Apêndice B – CURVAS DE CALIBRAÇÃO PARA AS FIBRA ÓPTICAS UTILIZADAS

A seguir são apresentadas as curvas de calibração de todas as fibras ópticas utilizadas. As constantes C_1 e C_2 referem-se a seguinte correlação⁷⁸:

$$S_{osciloscópio} = C_1 \cdot e^{l_f \cdot C_2} \quad (B.1)$$

ou, em termos da espessura de filme de líquido:

$$l_f = \frac{\ln(S_{osciloscópio} / C_1)}{C_2} \quad (B.2)$$

Nas eqs. (B.1) e (B.2) acima: $S_{osciloscópio}$ é o valor, em [mV], lido no osciloscópio para uma dada espessura de filme de líquido, l_f , em [μm]; C_1 e C_2 são as constantes da correlação.

Todos os dados apresentados nas oito tabelas a seguir foram levantados através do calibrador de fibras ópticas, descrito no capítulo 4 deste trabalho⁷⁹.

Os valores dos limites inferior, LI , e superior, LS , de aplicabilidade das correlações, dados em [mV], correspondem a espessuras de filme de líquido de 2600 μm e 205 μm , respectivamente. E também são apresentados nas tabelas a seguir.

⁷⁸ Cfr. Eq. (4.4).

⁷⁹ Cfr. Item 4.4.

Tabela B.1 Constantes para as fibras utilizadas no Bocal # 1

FIBRA	C_1	C_2	R^2	LI [mV]	LS [mV]
1	669,04	-0,00018967	0,9917	409	638
2	679,35	-0,00014200	0,9942	470	656
3	487,45	-0,00024651	0,9993	257	462
4	691,49	-0,00021787	0,9978	392	658
5	734,56	-0,00020844	0,9974	427	701
6	687,30	-0,00018000	0,9904	430	657
7	620,04	-0,00022100	0,9999	349	592
8	762,83	-0,00019888	0,9994	455	731
9	735,58	-0,00020042	0,9969	437	703
10	614,69	-0,00018652	0,9919	378	587
11	662,03	-0,00018846	0,9944	406	633
12	623,92	-0,00020468	0,9929	366	594
13	698,46	-0,00018424	0,9906	433	667
14	645,38	-0,00021032	0,9993	374	617
15	715,70	-0,00019807	0,9952	428	683
16	602,33	-0,00019983	0,9999	358	578
17	662,73	-0,00018813	0,9999	406	637
18	682,93	-0,00019739	0,9972	409	653
19	765,00	-0,00017940	0,9980	480	736
20	607,04	-0,00020591	0,9999	355	583
21	646,55	-0,00021167	0,9981	373	616
22	743,33	-0,00020794	0,9978	433	709
23	705,60	-0,00020137	0,9999	418	677
24	694,62	-0,00018425	0,9968	430	666
25	705,54	-0,00017746	0,9963	445	677
26	737,26	-0,00019839	0,9999	440	707
27	746,14	-0,00017560	0,9990	473	718
28	639,93	-0,00019625	0,9999	384	615
29	691,67	-0,00020568	0,9974	405	660
30	628,03	-0,00019365	0,9999	380	604

Tabela B.2 Constantes para as fibras utilizadas no Bocal # 2

FIBRA	C_1	C_2	R^2	LI [mV]	LS [mV]
1	633,36	-0,00019875	0,99931	378	609,7
2	602,07	-0,00021212	0,99253	347	572,3
3	537,95	-0,00018805	0,99013	330	513,3
4	603,82	-0,00020536	0,99540	354	582,7
5	652,79	-0,00018859	0,99273	400	623,0
6	610,03	-0,00020850	0,99978	355	583,7
7	523,00	-0,00019391	0,99926	316	501,3
8	691,78	-0,00019824	0,99780	413	661,3
9	667,12	-0,00022794	0,99980	369	635,7
10	654,26	-0,00019241	0,99856	397	626,7
11	658,13	-0,00019543	0,99745	396	629,3
12	658,87	-0,00019061	0,99694	401	630,7
13	605,44	-0,00020500	0,99637	355	577,0
14	559,89	-0,00020905	0,99779	325	536,7
15	689,47	-0,00020270	0,99671	407	661,0
16	670,98	-0,00019487	0,99467	404	641,3
17	594,19	-0,00019322	0,99930	360	569,7
18	590,16	-0,00019251	0,99991	358	567,3
19	681,88	-0,00020037	0,99952	405	653,0
20	634,91	-0,00022520	0,99605	354	603,0
21	570,83	-0,00021286	0,99964	328	545,7
22	646,68	-0,00020505	0,99748	379	617,7
23	684,98	-0,00022056	0,99841	386	652,3
24	547,68	-0,00021905	0,99866	310	522,7
25	523,75	-0,00019718	0,99835	314	501,0
26	624,34	-0,00020129	0,99897	370	598,7
27	544,33	-0,00021017	0,99752	315	518,7
28	577,70	-0,00020421	0,99916	340	555,3
29	838,43	-0,00020763	0,99655	489	800,0
30	718,03	-0,00018400	0,99884	445	689,0

Tabela B.3 Constantes para as fibras utilizadas no Bocal # 3

FIBRA	C_1	C_2	R^2	LI [mV]	LS [mV]
1	630,41	-0,00020952	0,99961	366	604,0
2	598,01	-0,00022472	0,99995	333	571,0
3	600,82	-0,00021364	0,99854	345	573,3
4	617,04	-0,00020381	0,99835	363	590,7
5	536,34	-0,00017335	0,92366	342	525,7
6	703,63	-0,00018624	0,99947	434	676,0
7	566,72	-0,00023271	0,99931	309	538,7
8	737,33	-0,00020724	0,99790	430	703,3
9	562,97	-0,00016370	0,95295	368	549,3
10	666,71	-0,00018017	0,99850	417	640,3
11	663,86	-0,00020832	0,99822	386	633,3
12	667,20	-0,00019733	0,99871	399	638,7
13	619,85	-0,00019462	0,99988	374	595,0
14	734,09	-0,00019302	0,99925	444	704,3
15	606,34	-0,00022379	0,99999	339	579,0
16	599,48	-0,00014301	0,92761	413	589,7
17	516,13	-0,00022129	0,99478	290	489,3
18	673,77	-0,00018962	0,99989	412	648,3
19	648,11	-0,00020108	0,99929	384	620,7
20	584,66	-0,00023160	0,99957	320	557,0
21	610,23	-0,00019403	0,99936	368	585,0
22	666,17	-0,00019403	0,99896	402	638,7
23	604,11	-0,00019365	0,99889	365	579,3
24	702,66	-0,00019904	0,99941	419	674,3
25	658,95	-0,00019704	0,99917	395	632,3
26	482,82	-0,00026011	0,99902	246	458,3
27	643,95	-0,00020491	0,99546	378	613,3
28	614,38	-0,00021497	0,99899	351	587,7
29	601,01	-0,00018787	0,99425	369	576,0
30	721,54	-0,00018869	0,99980	442	693,3

Tabela B.4 Constantes para as fibras utilizadas no Bocal # 4

FIBRA	C_1	C_2	R^2	LI [mV]	LS [mV]
1	606,08	-0,00020074	0,99919	360	580
2	714,13	-0,00020388	0,99896	420	683
3	614,97	-0,00019561	0,99849	370	589
4	661,77	-0,00020483	0,99906	389	633
5	659,60	-0,00020441	0,99713	388	629
6	650,93	-0,00020124	0,99635	386	622
7	731,68	-0,00018914	0,99929	447	703
8	629,78	-0,00021105	0,99969	364	602
9	701,05	-0,00019591	0,99809	421	672
10	637,22	-0,00021195	0,99992	367	610
11	617,50	-0,00023515	0,99964	335	587
12	628,71	-0,00020605	1,00000	368	603
13	553,83	-0,00025662	0,99952	284	524
14	652,04	-0,00022716	0,99985	361	622
15	698,09	-0,00019709	0,99660	418	667
16	616,08	-0,00020653	0,99919	360	589
17	745,27	-0,00020619	0,99856	436	712
18	852,40	-0,00014808	0,99933	580	825
19	623,59	-0,00020256	0,99948	368	598
20	601,99	-0,00022406	0,99788	336	572
21	761,50	-0,00018356	0,99837	472	731
22	623,40	-0,00020603	0,99711	365	594
23	748,96	-0,00016346	0,99925	490	723
24	611,45	-0,00019434	0,99860	369	586
25	742,46	-0,00018567	0,99903	458	713
26	673,30	-0,00019743	0,99739	403	643
27	746,88	-0,00019077	0,99923	455	716
28	638,48	-0,00021350	0,99895	366	609
29	762,48	-0,00018928	0,99971	466	732
30	573,32	-0,00023359	0,99953	312	545

Tabela B.5 Constantes para as fibras utilizadas no Bocal # 5

FIBRA	C_1	C_2	R^2	LI [mV]	LS [mV]
1	592,50	-0,00020141	0,99615	351	566
2	621,48	-0,00019840	0,99953	371	596
3	678,67	-0,00019522	0,99856	409	650
4	548,02	-0,00021868	0,99913	310	522
5	701,77	-0,00019313	0,99748	425	672
6	712,17	-0,00019663	0,99989	427	683
7	711,98	-0,00019488	0,99754	429	681
8	593,07	-0,00021570	0,99901	338	566
9	766,52	-0,00018484	0,99939	474	736
10	654,17	-0,00021680	0,99926	372	624
11	713,43	-0,00019504	0,99690	430	683
12	599,92	-0,00020263	0,99958	354	574
13	603,55	-0,00016189	0,94260	396	572
14	593,29	-0,00021964	0,99966	335	567
15	603,48	-0,00020313	0,99966	356	578
16	588,98	-0,00023627	0,99610	319	557
17	617,61	-0,00021965	0,99551	349	586
18	642,30	-0,00022382	0,99755	359	611
19	719,40	-0,00019632	0,99925	432	689
20	666,93	-0,00020038	0,99848	396	638
21	656,91	-0,00021362	0,99547	377	624
22	655,55	-0,00018886	0,99849	401	628
23	736,55	-0,00017944	0,99832	462	708
24	667,53	-0,00020363	0,99881	393	638
25	733,55	-0,00019056	0,99890	447	703
26	639,00	-0,00020539	0,99997	375	612
27	656,57	-0,00019258	0,99764	398	629
28	621,92	-0,00021501	0,99763	356	592
29	610,29	-0,00021404	0,99932	350	583
30	616,35	-0,00020564	0,99856	361	589

Tabela B.6 Constantes para as fibras utilizadas no Bocal # 6

FIBRA	C_1	C_2	R^2	LI [mV]	LS [mV]
1	638,19	-0,00019746	0,99787	382	610
2	767,74	-0,00019958	0,99903	457	735
3	745,61	-0,00017749	0,99805	470	717
4	658,09	-0,00020185	0,99668	389	628
5	747,27	-0,00018148	0,99821	466	717
6	647,19	-0,00022265	0,99763	363	616
7	749,92	-0,00019500	0,99926	452	719
8	673,58	-0,00020059	0,99655	400	643
9	743,76	-0,00020307	0,99874	439	711
10	671,49	-0,00021601	0,99958	383	641
11	685,20	-0,00021705	0,99959	390	654
12	691,23	-0,00019850	0,99803	413	663
13	694,36	-0,00018342	0,99933	431	667
14	628,59	-0,00022101	0,99768	354	598
15	726,55	-0,00018950	0,99967	444	698
16	671,51	-0,00021281	0,99626	386	639
17	686,96	-0,00020514	0,99748	403	655
18	647,06	-0,00023141	0,99970	355	617
19	680,50	-0,00020369	0,99981	401	653
20	680,53	-0,00021513	0,99621	389	647
21	822,57	-0,00015992	0,99859	543	794
22	697,32	-0,00019909	0,99716	416	666
23	793,86	-0,00017800	0,99870	500	763
24	735,12	-0,00019601	0,99910	442	704
25	743,65	-0,00025654	0,98772	382	699
26	640,08	-0,00020600	0,99637	375	610
27	711,92	-0,00020006	0,99687	423	680
28	648,87	-0,00019137	0,99920	395	623
29	698,16	-0,00018917	0,99959	427	670
30	715,80	-0,00020618	0,99779	419	683

Tabela B.7 Constantes para as fibras utilizadas no Bocal # 7

FIBRA	C_1	C_2	R^2	LI [mV]	LS [mV]
1	750,75	-0,00019759	0,99813	449	718
2	714,44	-0,00019984	0,99789	425	683
3	689,34	-0,00020832	0,99948	401	659
4	661,87	-0,00020731	0,99864	386	633
5	767,88	-0,00019101	0,99850	467	737
6	687,00	-0,00019259	0,99924	416	659
7	647,91	-0,00019719	0,99927	388	621
8	735,93	-0,00020034	0,99877	437	704
9	690,99	-0,00020387	0,99660	407	659
10	632,57	-0,00022388	0,99889	353	602
11	757,72	-0,00018021	0,94863	474	742
12	708,84	-0,00020424	0,99995	417	679
13	638,70	-0,00023689	0,94756	345	612
14	700,07	-0,00021069	0,99735	405	667
15	629,54	-0,00021502	0,99946	360	601
16	662,28	-0,00019839	0,99663	395	633
17	658,14	-0,00019887	0,99758	392	629
18	583,65	-0,00021522	0,99925	334	557
19	632,68	-0,00020094	0,99725	375	605
20	691,16	-0,00018607	0,99836	426	663
21	636,85	-0,00022591	0,99455	354	603
22	657,65	-0,00018882	0,99333	403	629
23	682,22	-0,00021646	0,99945	389	651
24	630,36	-0,00021204	0,99906	363	602
25	727,91	-0,00021937	0,99912	412	694
26	668,94	-0,00019636	0,99930	401	641
27	648,56	-0,00022102	0,99971	365	619
28	667,05	-0,00018620	0,99663	411	639
29	685,16	-0,00020140	0,99960	406	656
30	630,86	-0,00022856	0,99771	348	600

Tabela B.8 Constantes para as fibras utilizadas no Bocal # 8

FIBRA	C_1	C_2	R^2	LI [mV]	LS [mV]
1	611,56	-0,00019357	0,99391	370	583
2	568,41	-0,00022085	0,99974	320	544
3	620,45	-0,00020275	0,99775	366	593
4	707,93	-0,00018178	0,99854	441	680
5	681,87	-0,00020573	0,99587	399	650
6	622,01	-0,00020620	0,99863	364	594
7	624,17	-0,00021969	0,99932	353	595
8	667,83	-0,00018920	0,99875	408	641
9	655,51	-0,00020389	0,99521	386	625
10	673,24	-0,00018860	0,99832	412	647
11	718,21	-0,00016860	0,99364	463	692
12	609,38	-0,00021191	0,99781	351	581
13	626,01	-0,00021917	0,99973	354	598
14	708,75	-0,00018764	0,99818	435	679
15	660,20	-0,00021969	0,99895	373	629
16	633,63	-0,00020646	0,99956	370	607
17	592,34	-0,00026415	0,94212	298	544
18	589,49	-0,00022528	0,99921	328	563
19	632,93	-0,00021751	0,99537	360	601
20	593,52	-0,00022711	0,99976	329	566
21	606,35	-0,00021260	0,99899	349	580
22	651,01	-0,00021054	0,99954	377	623
23	608,07	-0,00020829	0,99880	354	582

Apêndice C – POSSÍVEIS FONTES DE ERROS PARA A MEDIÇÃO DA ESPESSURA MÉDIA DE FILME DE LÍQUIDO

Em geral, os resultados obtidos para a velocidade média das perturbações são mais confiáveis que os resultados para a espessura média de filme. Isso ocorre porque para a velocidade requer-se apenas a identificação do atraso (número de pontos) entre sinais, enquanto que a espessura depende da magnitude do sinal refletido, que está muito mais susceptível a erros de diversos tipos.

A seguir, far-se-á uma discussão das possíveis fontes de erro que poderiam estar presentes nos resultados para a espessura de filme.

A primeira questão que surgiu ao analisar os resultados refere-se ao posicionamento das fibras ópticas nos bocais testados. Tais fibras, como já foi apresentado no capítulo 4, eram posicionadas e fixadas aos bocais através da colocação de uma resina plástica num rasgo lateral a cada uma das três regiões (A, B e C) dos bocais. Para garantir que as pontas das fibras ficassem interfaciando a parede interna do duto de mistura foram usinados e retificados pinos exatamente com o mesmo diâmetro do duto de mistura. Antes de se colar as fibras em um determinado bocal, era inserido o pino padrão daquele bocal através do seu duto de mistura. Antes disso as superfícies interna do duto de mistura e externa do pino eram cuidadosamente limpas e lubrificadas para facilitar a introdução do pino e futura remoção. Uma vez inserido o pino no duto de mistura do bocal procedia-se à fixação das fibras que eram colocadas em três dias diferentes dado que a resina utilizada tinha um tempo de secagem de 24 horas e as três regiões a serem exploradas estavam defasadas, sucessivamente, em 90° . Após o termino do tempo de secagem das fibras colocadas na última das três regiões retirava-se o pino padrão e limpava-se cuidadosamente a superfície interna do duto de mistura para a remoção completa do lubrificante anteriormente utilizado. O fato é que, por mais cuidado que se possa ter tomado, nada impede que tenham ocorrido pequenos riscos nas pontas das fibras. Situação esta que não havia como ocorrer durante a calibração das mesmas no calibrador, posto que lá não se corria este perigo. Ou seja, a fibra após montada no bocal, se tivesse sofrido alguma alteração no polimento da ponta inserida no bocal, não responderia mais com a mesma fidelidade à sua curva de calibração, gerando assim imprecisões nas leituras. Tenha-se ainda em conta que as fibras ópticas utilizadas eram plásticas, material mole e fácil de se riscar.

Outro problema relativo às pontas das fibras posicionadas num determinado bocal diz respeito ao posicionamento ortogonal ao plano tangente à superfície interna do duto de mistura nos locais dos furos para colocação das fibras. Se esta ortogonalidade não foi mantida em alguns casos, fatalmente os sinais enviados aos fotodiodos diferiram daqueles que foram aquisitados durante a calibração das mesmas fibras. Este problema também foi contemplado durante a montagem das fibras nos respectivos bocais. O diâmetro dos furos para inserção das fibras foi feito na menor dimensão possível que permitisse a colocação destas sem danificar sua superfície externa. Como as fibras utilizadas possuíam um diâmetro externo de 0,75 mm, tais furos foram usinados com diâmetro de 0,8 mm. Mesmo assim, nada impede que possam ter ocorrido pequenos erros de usinagem onde eventualmente alguns furos não tenham ficado exatamente ortogonais ou as fibras, por maiores cuidados que se tenha tomado, não tenham sido fixadas também ortogonalmente ao plano tangente acima referido.

Também deve-se levar em consideração o posicionamento das fibras nos microposicionadores. Este posicionamento, embora seu desvio padrão tenha sido considerado no processo de calibração, como era realizado manualmente pode ter inserido outros erros às medidas.

Há um último problema relativo às pontas das fibras que deve ser apontado. Este refere-se à planicidade dessas pontas e sua ortogonalidade relativa ao eixo axial da fibra. Se esta ortogonalidade não for mantida, a luz, no caso o feixe de laser, ao emergir de uma ponta de um fibra

o fará defasado do mesmo valor do ângulo de inclinação desta ponta, e seu caminho tanto no interior do filme de líquido (para uma ponta inserida num bocal), como de retorno ao fotodiodo (para uma ponta posicionada num microposicionador), não atingirá normalmente a interface ar/água (para uma ponta inserida num bocal) nem seguirá o alinhamento estabelecido para a instrumentação óptica montada sobre a mesa óptica (para uma ponta posicionada num microposicionador), implicando em mais erros durante as medições.

Não se deve deixar de considerar também a presença de erros sistemáticos no sistema de leitura dos sinais. Deve-se recordar que a amplitude dos sinais lidos nos fotodiodos foram feitas com os amplificadores trabalhando em fundo de escala de 20 μ A, ao passo que a amplitude do feixe de laser emergente da sua fonte de emissão foi lida com os mesmos amplificadores trabalhando com fundo de escala de 20 mA. Ou seja, uma diminuição da ordem de grandeza de 1000 vezes!

Não se deve descartar a hipótese que de o padrão de escoamento no interior do duto de mistura para os bocais do tipo “Y-Jet” difira do anular-disperso, como propõem os estudos de Mullinger e Chigier (1974) e Song e Lee (1996), comentados no capítulo 3. Esta consideração deve ser levada em conta principalmente na região próxima ao ponto de mistura. O choque entre os jatos de ar e água nesta primeira região cria uma zona de intensa mistura que fatalmente ocupa toda a seção transversal, não podendo assim falar-se, para esta região, de um padrão anular-disperso do escoamento. Somente próximo à saída do duto de mistura, onde já ocorreu uma relativa acomodação de ambas as fases, poder-se-ia dizer que o citado padrão de escoamento esteja presente. Em relação aos dois trabalhos acima citados, o primeiro deles, na época em que foi realizado, não se dispunha de muitos equipamentos que se pudesse auxiliar numa análise mais acurada do presente fenômeno. O segundo, mais recente, aponta um padrão de escoamento, conforme pode ser visto na figura 3.16b, onde não ocorre um filme de líquido bem definido próximo ao ponto de mistura. Tal formação somente ficaria mais evidente próximo à saída do duto de mistura. Como as curvas de calibração foram montadas para um filme de líquido bem definido, é evidente que qualquer situação na qual não se contemple pelo menos um padrão semelhante pode levar a interpretações errôneas.

Comentando especificamente o problema da calibração, o fato desta ter sido realizada para um filme estático e depois se ter submetido a mesma fibra para a medição de um fenômeno dinâmico não foi, pelo menos aparentemente, um problema que introduziu erros. Deve-se recordar que o que interessava na aquisição dos sinais eram os valores provenientes dos maiores picos, conforme já foi discutido no item 4.5.1. Tais picos representam o sinal de reflexões em cristas e/ou vales das ondas presentes na interface ar/água. Dada a velocidade da luz e de resposta dos fotodiodos utilizados (da ordem de nanossegundos), não há o que se preocupar em termos de leitura devido ao fato do sinal ser dinâmico. Deve-se questionar sim o fato da área de reflexão presente na interface ar/água tanto para a calibração como para o filme de líquido em movimento. No primeiro caso esta área é perfeitamente definida e circular, no segundo, dada a enrugação da interface (resultado da presença de ondas), tal área não será a mesma encontrada durante a calibração. Embora isto seja evidente, não conseguiu-se elaborar um método de calibração que refletisse exatamente o padrão de ondas que poderiam ser encontradas nesta interface, simplesmente pelo fato de que não se conhecia, para o caso do fenômeno aqui estudado, como realmente elas são em termos de frequência, comprimento de onda, altura, etc.

Mesmo assim foi realizado um estudo breve para um conjunto de quatro fibras montadas no calibrador juntamente com um gerador de ondas. Este gerador consistia numa placa delgada de alumínio presa a um gerador de vibração que permitia o controle da amplitude e frequência de oscilação. Por sua vez, uma das arestas desta placa era mergulhada no filme de líquido, tomando-se o cuidado de que não tocasse o fundo do calibrador, para que houvesse então a transferência de quantidade de movimento do gerador de vibração para o filme de líquido. A comparação entre os resultados estático e dinâmico para a mesma espessura de filme não ultrapassou a casa dos 5 % de diferença, para os três valores de frequência estudados, a saber⁸⁰: 30, 60 e 90 Hz. As amplitudes

⁸⁰ Para fenômenos mecânicos, frequências maiores que 100 Hz são difíceis de serem encontradas.

estudas, com o equipamento que se possuía não foram possíveis de serem medidas, dado que eram aplicadas através de um potenciômetro analógico ligado ao gerador de vibração. Obviamente, a presença de gotas ou mesmo pacotes destas acima da interface ar/água não puderam ser simuladas.

Concluindo a análise do padrão de escoamento no interior dos bocais ser também uma possível fonte de introdução de alterações nos sinais, deve-se levar em consideração o fato de que, para a grande maioria das situações de escoamento ensaiadas (as relativas aos testes com o aparato óptico incluem-se entre estas), o padrão encontrado no interior do duto de mistura foi do tipo “wispy annular” (segundo o mapa da figura 6.1a) ou na transição entre espumante e anular (segundo o mapa da figura 6.1b) e não anular, conforme foi detectado no item 6.2.1. Segundo Collier e Thome (1996) no padrão de escoamento “wispy annular” ocorre a presença de bolhas de ar no interior do filme de líquido. Tomando-se esta informação como verdadeira para o presente fenômeno em estudo fica claro que tal característica também pode ter influenciado fortemente os resultados alcançados, dado que a calibração das fibras fora realizada com um filme de líquido completamente homogêneo. A presença de bolhas no interior do filme de líquido altera substancialmente os padrões de reflexão inserindo erros constantemente durante a aquisição dos dados.

Com relação a presença de outras formas de reflexão do feixe de laser que pudesse interferir nos sinais aquisitados fez-se o seguinte estudo: várias vezes durante os ensaios foi observado, para cada par de fibras ópticas, se o sinal proveniente de uma fibra poderia alterar o sinal lido na fibra que estava ao seu lado. Para constatar esta influência lia-se o valor do sinal com ambas as fibras ligadas aos seus respectivos microposicionadores e depois lia-se os mesmos sinais para cada uma das fibras impedindo que o feixe de laser entrasse na outra fibra que estava ao lado. Para todas as três combinações possíveis, em nenhum caso explorado, houve alteração do valor do sinal lido no osciloscópio para cada uma das fibras. Concluiu-se portanto que esta característica não deveria ser considerada como uma fonte de erro.

Uma constatação interessante de ser levantada refere-se aos resultados obtidos para espessura média de filme do bocal # 3 que estão ilustrados nas figuras 6.50 a 6.54. Com relação aos mesmos resultados para todos os demais bocais, o bocal # 3 foi o que apresentou resultados mais próximos ao esperado, isto é, diminuição da espessura média de filme com o incremento de z , e valores medidos para esta espessura relativamente próximos aos preditos pelo modelo teórico-experimental na região próxima à saída do duto de mistura.

A característica singularizante do bocal # 3 relativamente aos outros 7 bocais ensaiados é seu maior diâmetro do duto de mistura, d_m . Esta constatação leva a considerar que o aumento do duto de mistura por um lado pode levar a uma melhor acomodação do filme de líquido na superfície interna do duto de mistura, o que facilita sua medição, e por outro lado atenua os efeitos da reflexão dos feixes de laser na superfície (do duto de mistura) oposta àquela onde estão as fibras ópticas que levam tais feixes até o duto de mistura.

Apêndice D – ROTEIRO DE CÁLCULOS DAS VAZÕES MÁSSICAS

O objetivo deste apêndice é apresentar, passo a passo, o procedimento de cálculo de vazão mássica através da medida da pressão diferencial em placa de orifício do com tomadas de pressão nos cantos (“corner tapes”), conforme indicado pela norma BSI 1042 (1989), Parte 1, Seções 1.1 e 1.2.

A nomenclatura utilizada neste apêndice é própria, não guardando nenhuma relação com a que foi utilizada no relatório.

Para facilitar o entendimento das variáveis que a seguir são apresentadas, a figura D.1 abaixo mostra um desenho esquemático da placa de orifício.

Figura D.1 Desenho esquemático de uma placa de orifício com tomadas de pressão nos cantos.

Passa-se então à descrição dos passos.

1º Passo: Correções devidas às dilatações térmicas

Os diâmetros do orifício da placa e do tubo devem ser corrigidos segundo a dilatação térmica pela seguinte expressão:

$$d_{cor} = d.(0,0000188.T + 1) \quad (D.1)$$

onde d é o diâmetro nominal, do orifício da placa, ou do tubo; e T a temperatura do escoamento em [°C].

2º Passo: Cálculos de parâmetros geométricos

A relação, chamada β , entre os diâmetros do orifício da placa e do tubo, corrigidos, é dada por:

$$\beta = \frac{d_{placa,cor}}{d_{tubo,cor}} \quad (D.2)$$

As áreas das seções transversais da placa e do tubo são:

$$A_{placa} = \frac{P}{4} d_{placa,cor}^2 \quad (D.3) \quad ; \quad A_{tubo} = \frac{P}{4} d_{tubo,cor}^2 \quad (D.4)$$

3º Passo: Estimativa inicial da vazão mássica, $W_{estimada}$:

Neste passo deve-se fornecer um valor para a vazão mássica, pois a partir deste passo o processo de cálculo passa a ser iterativo.

4º Passo: Cálculo da velocidade média do escoamento no tubo, V :

Em função da vazão mássica fornecida no passo anterior, pela equação da conservação da massa obtêm-se:

$$V = \frac{W_{estimada}}{\rho \cdot A_{tubo}} \quad (D.5)$$

onde ρ é a densidade do fluido. Se o fluido for incompressível, basta substituir o valor da densidade à temperatura do escoamento. Caso contrário, para fluidos compressíveis, como por exemplo o ar, deve-se fornecer o valor de sua densidade calculada à temperatura do escoamento e à pressão a montante da placa de orifício. Para tanto, a hipótese de gás perfeito pode ser utilizada e a densidade calculada por:

$$\rho = \frac{P_{mont,plaa}}{R_{gás} \cdot T} \quad (D.6)$$

onde $P_{mont,placa}$ é a pressão a montante da placa de orifício; $R_{gás}$ a constante do gás e T a temperatura do escoamento, em [K].

5º Passo: Cálculo do número de Reynolds no tubo, Re_{tubo} :

$$Re_{tubo} = \frac{\rho \cdot V \cdot d_{tubo,cor}}{\mu} \quad (D.7)$$

6º Passo: Cálculo do coeficiente de descarga na placa de orifício, C_D :

$$C_D = 0,5959 + 0,0312 \cdot b^{2,1} - 0,184 \cdot b^8 + 0,0029 \cdot b^{2,5} \left(\frac{10^6}{Re_{tubo}} \right)^{0,75} \quad (D.8)$$

7º Passo: Cálculo do parâmetro α :

$$a = C_D \cdot (1 - b^4)^{-0,5} \quad (D.9)$$

8º Passo: Cálculo do fator de expansão, FE :

Este fator que corrige os erros relativos à expansão devidos à ação da diferença de pressão sobre a placa de orifício, é dado por:

$$FE = 1 - (0,41 + 0,35 \cdot b^4) \cdot \frac{k \cdot \Delta P_{placa}}{P_{mont, placa}} \quad (D.10)$$

onde ΔP_{placa} é o diferencial de pressão medido na placa de orifício. Tanto ΔP_{placa} como $P_{mont, placa}$ devem ser fornecidos necessariamente em [Pa]. k é um coeficiente relativo ao fluido que escoar através da placa. $k = 1$ para a água e $k = 1,24$ para o ar.

9º Passo: Cálculo da vazão mássica real, W_{real} :

A vazão mássica real, W_{real} , é dada por:

$$W_{real} = a \cdot FE \cdot A_{placa} \cdot \sqrt{2 \cdot \rho \cdot \Delta P} \quad (D.11)$$

onde ρ é a densidade, fornecida ou calculada como descrito no 4º Passo.

10º Passo: Comparação entre $W_{estimada}$ e W_{real} :

Neste passo compara-se $W_{estimada}$ e W_{real} . Se $W_{real} \neq W_{estimada}$, volta-se ao 4º passo substituindo $W_{estimada}$ por W_{real} e repete-se o procedimento de cálculo até o 9º Passo, comparando novamente os valores até que se atinja o critério de convergência estabelecido⁸¹.

Apêndice E – TRATAMENTO DOS DADOS COLETADOS VIA SISTEMA DE AQUISIÇÃO DE DADOS

⁸¹ Para os cálculos de vazões mássicas feitos neste trabalho utilizou-se como critério de convergência $|W_{real} - W_{estimada}| \leq 0,001$.

Dadas as elevadas velocidades dos escoamentos de ar e água utilizados neste trabalho de pesquisa, em todos os casos testados o regime desses escoamentos foi sempre turbulento, inclusive para o escoamento bifásico –ar e água–, no interior do duto de mistura dos bocais nebulizadores estudados.

De fato, é sabido que quaisquer variáveis medidas para tal padrão de escoamento possuem flutuações em torno de uma média. Tal constatação, portanto, não invalida os dados aquisitados durante um teste, desde que se trabalhe com as médias desses valores. Porém, durante muitas medições podem ocorrer dados extremamente distantes da média dos valores obtidos. Tais dados recebem o nome de dados espúrios.

Dados espúrios são erros, tais como erros humanos ou de mal funcionamento de instrumentos, que invalidam uma medida. Esses erros podem ter sua origem, por exemplo, na gravação dos dados durante a aquisição e não poderão ser incorporados em numa análise estatística. Onde esses erros não foram tão grandes o suficiente que acabe por invalidar a medição, algum critério de rejeição poderá ser aplicado para decidir se um dado será rejeitado ou mantido.

Um dos melhores testes para decidir se um dado deverá ou não ser rejeitado é o teste de dados espúrios devido a Grubbs, que passa a ser descrito a seguir.

Este teste determina se um dado valor, supostamente espúrio, desvia-se mais da média do que o conjunto de todos os dados.

Para um conjunto de n valores z_i , para $i = 1, 2, \dots, n$, com valor médio $\bar{z}$, este teste compara a razão entre o desvio da média do suposto dado espúrio, z_e , e o desvio padrão experimental, T_{cal} , com a razão crítica T_G . Em termos matemáticos:

$$T_{cal} = \frac{|z_e - \bar{z}|}{\left[\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (z_i - \bar{z})^2 \right]^{1/2}} \quad (E.1)$$

Simplesmente, se $T_{cal} > T_G$ então z_e pode ser considerado um dado espúrio. Mas o teste não termina por aí, se houver outro dado supostamente espúrio, deve-se remover o dado que anteriormente fora constado como espúrio e repetir o teste. Neste segundo caso a amostra passa ter então $n - 1$ dados. O teste termina quando, para um dado valor escolhido não passa pela comparação acima, isto é, se para este dado obteve-se $T_{cal} < T_G$.

Sobre a razão crítica, T_G , a tabela E.1 fornece seus valores para três graus de confiabilidade.

A figura E.1 apresenta um gráfico típico de um sinal coletado pelo sistema de aquisição de dados utilizado neste trabalho. Todos os sinais coletados foram aquisitados a uma frequência de aquisição de 20 Hz durante 5 s, para cada canal, o que sempre resultou em 100 valores aquisitados, para cada variável medida num determinado teste. Nesta figura é possível ver claramente 2 valores que fogem muito mais da média que os demais 98. Sempre que necessário, utilizou-se o teste de Grubbs com graus de confiabilidade de 10 % para os dois lados. Quanto à esta decisão de um ou dois lados, isto refere-se a valores espúrios que podem ocorrer sempre ou acima ou abaixo (um lado) ou podem ocorrer tanto acima como abaixo da média (dois lados).

Tabela E.1 Valores da Razão Crítica T_G .

Graus de confiabilidade			
Um lado	1,0 %	2,5 %	5,0 %
Dois lados	2,0 %	5,0 %	10,0 %

Valores críticos de Grubbs			
n	T_G	T_G	T_G
3	1,41	1,41	1,41
4	1,72	1,71	1,69
5	1,96	1,92	1,87
6	2,13	2,07	2,00
7	2,26	2,18	2,09
8	2,37	2,27	2,17
9	2,46	2,35	2,24
10	2,54	2,41	2,29
11	2,61	2,47	2,34
12	2,66	2,52	2,39
13	2,71	2,56	2,43
14	2,76	2,60	2,46
15	2,80	2,64	2,49
16	2,84	2,67	2,52
17	2,87	2,70	2,55
18	2,90	2,73	2,58
19	2,93	2,75	2,60
20	2,96	2,78	2,62
21	2,98	2,80	2,64
22	3,01	2,82	2,66
23	3,03	2,84	2,68
24	3,05	2,86	2,70
25	3,07	2,88	2,72
30	3,16	2,96	2,80
35	3,22	3,02	2,86
40	3,28	3,08	2,91
45	3,33	3,12	2,95
50	3,37	3,16	2,99
60	3,44	3,23	3,06
70	3,49	3,28	3,11
80	3,54	3,33	3,16
90	3,57	3,37	3,20
100	3,61	3,40	3,23

Figura E.1 Formato típico de um sinal adquirido, no caso para a pressão de suprimento de ar. Presença de dois valores espúrios.

Referências Bibliográficas:

- INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION, 1989, Assessment of uncertainty in the calibration and use of flow measurement devices, Part 1, Linear calibration relationships, Annex E. Genebra, 7066/1.
- INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION, 1978, Measurement of fluid flow – estimation of uncertainty in a flowrate measurement, Annex A. Genebra, ISO 5168.
- GRUBBS, F. E., 1950, Sample criteria for testing outlying observations. Ann. Math. Statist., 21, pp. 27-88.
- GRUBBS, F. E., 1969, Procedures for detecting outlying observations in samples. Technometrics, February, 11 (1), pp. 1-21.

Apêndice F – RESULTADOS DO MODELO TEÓRICO-EXPERIMENTAL PARA OS BOCAIS # 2 A # 8

Nas figuras F.1 a F.14 seguem-se os resultados do modelo teórico-experimental para os bocais # 2 a # 8. A tabela F.1 apresenta os principais valores numéricos relativos às figuras F.1g a F.7g. Os valores de mínimo nestas figuras correspondem aos valores de máximo nas figuras F.1c a F.7c e mínimo nas figuras F.1f a F.7f.

As figuras F.8 a F.14 apresentam a espessura média de filme de líquido calculada segundo as duas equações propostas no capítulo 5, isto é, eqs. (5.35) e (5.37). Nestas figuras também são apresentados os resultados relativos à diferença entre essas duas soluções, Δl_f , do ponto de vista da conservação de massa no filme de líquido, calculados através da eq. (5.40).

Tabela F.1 Valores extremos e mínimos das curvas presentes nas figuras F.1 a F.7

Bocal	ϕ	W_c [kg/h]	W_f/W_c [%] em $z = 0$	Ponto de Mínimo		W_f/W_c [%] em $z = z_{final}^{82}$
				z [mm]	W_f/W_c [%]	
# 2	3,15	1756,27	21,32	10,9	19,26	47,04
	7,06	2055,62	24,50	14,8	19,83	47,30
	10,95	2240,50	25,88	16,3	20,06	46,44
# 3	3,03	2001,49	30,09	7,6	29,42	50,79
	6,98	2439,62	35,26	14,9	31,61	52,89
	11,05	2678,97	38,10	18,1	31,83	52,10
# 4	3,03	1858,31	29,06	13,1	26,49	48,07
	7,00	2199,90	33,75	16,9	28,55	48,65
	11,09	2380,45	36,19	19,2	29,16	48,29
# 5	2,96	1650,73	12,69	10,3	10,51	44,17
	7,09	1942,94	14,38	14,2	9,07	44,68
	11,00	2130,52	15,15	14,9	9,06	44,62
# 6	3,02	1858,89	21,27	4,7	20,63	48,24
	7,07	2257,71	24,40	7,2	22,73	48,99
	11,20	2463,99	26,10	8,9	23,37	47,79
# 7	3,03	1615,53	21,46	30,0	15,99	46,57
	6,98	1906,18	24,56	34,6	15,80	48,66
	11,00	2106,10	26,17	35,5	16,64	49,55
# 8	2,98	1108,73	44,48	12,3	32,08	45,62
	7,08	1660,78	55,47	9,2	50,18	66,57
	10,89	1835,66	61,51	10,6	53,56	69,60

⁸² z_{final} vale 50 mm para os bocais # 2 a # 5, 35 mm para o bocal # 6, 100 mm para o bocal # 7 e 25,1 mm para o bocal # 8.

Figura F.1 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 2. (a) α ; (b) u_a ; (c) E ; (d) τ_i ; (e) β ; (f) u_f ; e (g) W_f/W_c .

Figura F.2 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 3. (a) α ; (b) u_a ; (c) E ; (d) τ_i ; (e) β ; (f) u_f ; e (g) W_f/W_c .

Figura F.3 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 4. (a) α ; (b) u_a ; (c) E ; (d) τ_i ; (e) β ; (f) u_f ; e (g) W_f/W_c .

Figura F.4 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 5. (a) α ; (b) u_a ; (c) E ; (d) τ_i ; (e) β ; (f) u_f ; e (g) W_f/W_c .

(a)

(b)

(c)

(d)

(e)

(f)

(g)

Figura F.5 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 6. (a) α ; (b) u_a ; (c) E ; (d) τ_i ; (e) β ; (f) u_f ; e (g) W_f/W_c .

Figura F.6 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 7. (a) α ; (b) u_a ; (c) E ; (d) τ_i ; (e) β ; (f) u_f ; e (g) W_f/W_c .

Figura F.7 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 8. (a) α ; (b) u_a ; (c) E ; (d) τ_i ; (e) β ; (f) u_f , e (g) W_f/W_c .

Figura F.8 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 2. (a), (b) e (c) l_f para ϕ em torno de 3, 7 e 11, respectivamente; (d) Diferença, Δl_f , entre as duas soluções propostas [cfr. eq. (5.40)].

Figura F.9 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 3. (a), (b) e (c) l_f para ϕ em torno de 3, 7 e 11, respectivamente; (d) Diferença, Δl_f , entre as duas soluções propostas [cfr. eq. (5.40)].

Figura F.10 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 4. (a), (b) e (c) l_f para ϕ em torno de 3, 7 e 11, respectivamente; (d) Diferença, Δl_f , entre as duas soluções propostas [cfr. eq. (5.40)].

Figura F.11 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 5. (a), (b) e (c) l_f para ϕ em torno de 3, 7 e 11, respectivamente; (d) Diferença, Δl_f , entre as duas soluções propostas [cfr. eq. (5.40)].

Figura F.12 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 6. (a), (b) e (c) l_f para ϕ em torno de 3, 7 e 11, respectivamente; (d) Diferença, Δl_f , entre as duas soluções propostas [cfr. eq. (5.40)].

Figura F.13 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 7. (a), (b) e (c) l_f para ϕ em torno de 3, 7 e 11, respectivamente; (d) Diferença, Δl_f , entre as duas soluções propostas [cfr. eq. (5.40)].

Figura F.14 Resultados do modelo teórico-experimental para o bocal # 8. (a), (b) e (c) l_f para ϕ em torno de 3, 7 e 11, respectivamente; (d) Diferença, Δl_f , entre as duas soluções propostas [cfr. eq. (5.40)].

Apêndice G – RESULTADOS PARA CD_c EM FUNÇÃO DE ϕ

Uma vez que ϕ é a razão entre as taxas de quantidades de movimento lateral de água e axial de ar, dado por:

$$\phi = \frac{G_c^2 \cdot d_c^2 \cdot \rho_{a,M} \cdot \sin \theta}{G_{a,m}^2 \cdot d_m^2 \cdot \rho_c} \quad (G.1)$$

baixos valores de ϕ significam que a taxa de quantidade de movimento de axial de ar é maior que a taxa de quantidade de movimento lateral de água. Em outras palavras, que para baixos valores de ϕ o fluxo de água encontra grande resistência, por parte do fluxo de ar, para penetrar no duto de mistura resultando desta combinação de taxas de quantidade de movimento baixos valores para o coeficiente de descarga de água, CD_c .

O aumento de ϕ resulta numa inversão do comportamento acima descrito: CD_c aumenta com o incremento de ϕ . Estes resultados estão ilustrados nas figuras G.1 a G.4, para os mesmos casos anteriormente apresentados nas figuras 6.35 a 6.38, respectivamente.

Figura G.1 Variações do coeficiente de descarga de água, CD_c , em função da razão entre as taxas de quantidade de movimento, ϕ , e do ângulo de inclinação, θ , do bocal de alimentação de água para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,78 bar e (b) 8,75 bar.

Figura G.2 Variações do coeficiente de descarga de água, CD_c , em função da razão entre as taxas de quantidade de movimento, ϕ , e do comprimento do duto de mistura adimensionalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,82 bar e (b) 8,78 bar.

(a)

(b)

Figura G.3 Variações do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , em função da razão entre as taxas de quantidade de movimento, ϕ , e da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,82 bar e (b) 8,78 bar.

Figura G.4 Variações do coeficiente de descarga de água, C_{Dc} , para o bocal # 8 em função da razão entre as taxas de quantidade de movimento, ϕ , para pressões de suprimento de ar, P_{a0} , de: (a) 6,80 bar e (b) 8,76 bar.

Apêndice H – RELAÇÃO ENTRE AS PRESSÕES DE SUPRIMENTO DE ÁGUA E AR, P_c/P_{a0}

Como foi dito no item 6.2.4, verificou-se que a relação P_c/P_{a0} obteve, em função de RAL , um comportamento semelhante ao obtido para a relação P_M/P_{a0} [cfr. eq. (6.7)]. As figuras H.1 a H.3 apresentam esses resultados, que comparado-os aos das figuras 6.10 a 6.12 pode-se verificar tal semelhança.

Figura H.1 Influência do ângulo de inclinação do bocal de alimentação de água, θ , sobre a relação P_c/P_{a0} em função de RAL .

Com relação aos resultados específicos, na figura H.1 é mostrada a influência do ângulo de inclinação lateral do bocal de alimentação de água sobre a relação P_c/P_{a0} em função de RAL . Praticamente não há diferença entre os resultados. De onde se conclui que o ângulo θ quase não exerce influência sobre esta relação de pressões de suprimento.

Na figura H.2 mostra-se como o comprimento do duto de mistura influi em P_c/P_{a0} . Os resultados mostram que esta relação aumenta com o incremento do comprimento do duto de mistura.

Finalmente, verifica-se que a influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , é a mais significativa das relações geométricas aqui estudadas sobre a relação P_c/P_{a0} . Estes resultados podem ser visualizados na figura H.3. Particularmente para a faixa $0,1 < RAL < 0,4$, a influência de d_m/d_a revela-se mais acentuada.

Figura H.2 Influência do comprimento do duto de mistura normalizado pelo seu diâmetro, l_m/d_m , sobre a relação P_c/P_{a0} em função de RAL .

Figura H.3 Influência da relação de expansão do fluxo de ar, d_m/d_a , sobre a relação P_c/P_{a0} em função de RAL .

Utilizando novamente o programa desenvolvido por Jabardo (1999) de modo a se relatar numa só curva a influência de todos os parâmetros analisados nas figuras H.1 a H.3 foi calculada uma correlação para P_c/P_{a0} . Esta correlação juntamente com os resultados obtidos para os bocais # 1 a # 7 são mostrados na figura H.4. A correlação obtida foi:

$$\frac{P_c}{P_{a0}} = 0,161 + 1,06 \cdot \exp \left[-1,08 \left(\frac{l_m}{d_m} \right)^{-0,25} \left(\frac{d_m}{d_a} \right)^3 \cdot \theta^{-0,11} \cdot RAL^{0,82} \right] \quad (H.1)$$

A correlação apresentada na eq. (H.1) é válida para as faixas utilizadas neste trabalho, isto é: $0 \leq RAL \leq 1$; $3,5 \leq l_m/d_m \leq 10$; $1,67 \leq d_m/d_a \leq 2$; e $45^\circ < \theta < 70^\circ$. Nesta correlação, necessariamente, θ deve ser fornecido em radianos.

Figura G.4 Correlação para P_c/P_{a0} e comparação com dados experimentais para os bocais # 1 a # 7.

Como pode ser visto na figura H.4 há uma boa concordância entre os pontos experimentais e a previsão pela correlação da eq. (H.1).

Os resultados de P_c/P_{a0} para o bocal # 8 são apresentados na figura H.5. Esses resultados não foram incluídos na análise anterior, para os bocais # 1 a # 7, dada a tendência peculiar da curva P_c/P_{a0} em função de RAL para este bocal que na região de baixos valores de RAL ($RAL < 0,1$) possui valores de P_c/P_{a0} muito maiores que os obtidos para os demais bocais. Provavelmente, como já foi considerado no capítulo 6, tal comportamento deve estar ligado ao menor valor do diâmetro do seu bocal de alimentação de água e do formato cônico de transição entre seu bocal de alimentação de ar e o duto de mistura.

Figura H.5 Relação P_c/P_{a0} em função de RAL para o bocal # 8.