IARA HERNANDEZ RODRIGUEZ

Estudo do fenômeno de redução de atrito em escoamento disperso

óleo - água em tubulação horizontal

Dissertação apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica

Área de concentração: Térmica e Fluidos

Orientador: Prof. Dr. Oscar Mauricio Hernandez Rodriguez

São Carlos

2009

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidata: Engenheira IARA HERNÁNDEZ RODRIGUEZ.

Dissertação defendida e julgada em 10/11/2009 perante a Comissão Julgadora:

Prof. Dr. SÉRGIO RODRIGUES FONTES (Orientador substituto)
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP) APROVADO

Prof. Associado MARCELLO AUGUSTO FARACO DE MEDEIROS
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP) APROVADO

Dr. JOSÉ ROBERTO FAGUNDES NETTO
(Petróleo Brasileiro S/A/PETROBRÁS) APROVADO

Prof. Associado JONAS DE CARVALHO
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica

Prof. Titular GERALDO ROBERTO MARTINS DA COSTA
Presidente da Comissão da Pós-Graduação da EESC

*Dedico este trabalho à minha
família, em especial à minha mãe pela sua
presença, amor e dedicação ao longo de
todos os anos de minha vida e aos meus
sobrinhos, Isadora e Tomás.*

Agradecimentos

Agradeço principalmente ao meu orientador e irmão pelos ensinamentos, dedicação, apoio e confiança.

À equipe que participou na coleta dos dados experimentais: Henrique Kazuo Bicalho Yamaguti, Dionatan Angelo Moretti, e de modo especial ao colega Marcelo Souza de Castro pela sua colaboração em parte importante do trabalho.

Ao prof. Dr. Uwe Hampel e ao Dr. Marco Jose da Silva, pela sua contribuição em parte do trabalho experimental e a oportunidade de realizar um estágio no instituto de Pesquisa de Dresden-Rossendorf, na Alemanha.

Aos amigos e colegas do laboratório pela sua ajuda direta ou indireta na realização deste trabalho e pela sua amizade: Analice Costacurta Brandi, Simone Rodrigues Lima, Evelise Roman Corbalán, Jonas Laerte Ansoni e Ernesto Beck Júnior. Um agradecimento especial ao meu amigo e colega Luis Enrique Ortiz Vidal, pelo apoio e ajuda.

À CAPES, pelo suporte financeiro.

À todos que de alguma maneira contribuíram para a conclusão deste trabalho.

Resumo

RODRIGUEZ, I. H. **Estudo do fenômeno de redução de atrito em escoamento disperso óleo - água em tubulação horizontal**. 2009. 148 f. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo. São Carlos 2009.

O interesse em escoamento bifásico líquido-líquido aumentou recentemente, em especial devido às grandes perdas de energia envolvidas no transporte de petróleo, onde comumente uma mistura bifásica óleo-água é deslocada ao longo de grandes distâncias. Embora este tipo de escoamento seja comum na indústria, não existem tantos trabalhos na literatura quanto os relacionados ao escoamento gás-líquido. Alguns estudos sobre escoamentos óleo-água reportam uma redução de atrito em dispersões e emulsões em regime turbulento sem adição de qualquer tipo de substância química, mas a física por trás do fenômeno ainda não é bem compreendida. Neste trabalho, foi estudado o padrão de escoamento disperso óleo-água em tubulação horizontal, visando a obtenção de novos dados experimentais e um melhor entendimento do fenômeno de redução de atrito. Uma série de parâmetros considerados importantes para a caracterização do escoamento foi investigada: queda de pressão, fração volumétrica e sub-padrões de escoamento disperso. Apresentam-se dados de distribuição das fases e fração volumétrica *in situ*, obtidos através de um moderno sensor intrusivo, do tipo *wire-mesh*, baseado em medidas de capacitância (permissividade). Câmera de alta velocidade e técnica das válvulas de fechamento rápido foram utilizadas para validar os sinais do sensor. Um modelo prospectivo simplificado foi desenvolvido como uma tentativa de explicar a ocorrência do fenômeno de redução de atrito no padrão disperso óleo-água estudado. O modelo sugere que a presença de uma fina película de água rente a parede hidrofílica/oleofóbica do tubo poderia explicar a diminuição no gradiente de pressão bifásico observada.

Palavras-chave: Escoamento líquido-líquido, Redução de atrito, Gradiente de pressão, Sensor *wire-mesh*, Escoamento disperso.

Abstract

RODRIGUEZ, I. H. 2009. **Investigation on drag reduction phenomenon in horizontal oil – water dispersed pipe flow**. 2009. 148 f. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo. São Carlos 2009.

The interest in two-phase liquid-liquid flow has increased recently mainly due to the petroleum industry where oil and water are often produced and transported together for long distances and the significant frictional pressure gradient involved. Liquid-liquid flows are present in a wide range of industrial processes; however, they have not been studied as intensively as gas-liquid flows. Drag reduction phenomenon in oil-water flows without the addition of any drag reduction agent has been detected in previous works, but the physics behind the phenomenon is yet not well understood. The aim of the research was to study the dispersed oil-water flow pattern in a horizontal pipe in order to better understand the phenomenon and the obtaining of new experimental data of oil-water dispersed flows. Important issues related to oil-water pipe flow were investigated: pressure drop, volume fraction and flow patterns. Phase distribution and holdup data were obtained by a new wire-mesh sensor based on capacitance (permittivity) measurements. A high-speed video camera and the Quick-Closing-Valves technique were used to compare and validate the signals of the wire-mesh sensor. A simplified mathematical model was proposed to explain the drag reduction phenomenon in the oil-water dispersed flow studied. The model suggests that the presence of a thin water film between the homogeneously dispersed flow and the pipe wall could explain the observed decreases of the two-phase pressure gradient.

Keywords: Liquid-liquid flow, Drag Reduction, Pressure gradient, Wire-mesh sensor, Dispersed flow.

Lista de Figuras

Figura 2.1 Padrões de escoamento observados por Trallero (1995)	26
Figura 2.2 Padrões de escoamento observados por Elseth (2001)	27
Figura 2.3 (a) Representação esquemática do sensor <i>wire-mesh</i> ; (b) Fotografia de um protótipo desenvolvido em FZD; Silva (2008).	37
Figura 2.4 Eletrônica de um sensor <i>wire-mesh</i> condutivo com configuração 4x4; Prasser, Böttger e Zschau (1998).	37
Figura 2.5 Protótipos do sensor <i>wire-mesh</i> de capacitância desenvolvidos por Silva (2008).	39
Figura 2.6 Diagrama esquemático da eletrônica de um sensor <i>wire-mesh</i> de capacitância com configuração 4x4; Silva (2008).	40
Figura 2.7 Esquema de excitação do sensor <i>wire-mesh</i> ; Silva (2008).....	41
Figura 2.8 Circuito equivalente para medida de capacitância em um ponto de cruzamento; Silva (2008).	41
Figura 3.1 Esquema do circuito experimental.....	47
Figura 3.2 Fotografia do circuito experimental.....	48
Figura 3.3 (a) Compressor; (b) Torres de resfriamento de ar.	48
Figura 3.4 Tanque acumulador de ar.	49
Figura 3.5 Inversores de frequência.	50
Figura 3.6 Bombas helicoidais de alimentação de água e óleo.....	50
Figura 3.7 Diagrama Esquemático do Separador de Placas Coalescentes.....	51
Figura 3.8 Separador de água e óleo do tipo placas coalescentes.....	52
Figura 3.9 (a) Medidor tipo vórtex EX-DELTA para altas vazões de água; (b) Medidor Oval de engrenagens para baixas vazões de água.	53
Figura 3.10 Medidores de engrenagens para vazão de óleo. (a) Baixas vazões; (b) Altas vazões.....	54
Figura 3.11 Estação de trabalho remoto.....	55
Figura 3.12 Transdutor de pressão diferencial da SMAR.....	56
Figura 3.13 Curva de calibração do transdutor de pressão diferencial.	56
Figura 3.14 Carta de escoamento para água óleo na horizontal gerada para as condições de teste. ST – Estratificado suave , ST & MI – Estratificado com mistura na	

interface, w/o – Dispersão de água em óleo, Do/w & w – Dispersão de óleo em água e água, Do/w & Dw/o – Dispersão de óleo em água e água em óleo, o/w – Dispersão de óleo em água.	57
Figura 3.15 Curva teórica para queda de pressão por fricção para escoamento de água e os pontos obtidos através do transdutor de pressão calibrado.	59
Figura 3.16 Sensor <i>wire-mesh</i> (configuração 8x8) utilizado nos experimentos.	60
Figura 3.17 Peças em acrílico e PVC utilizadas para fabricação da flange.	60
Figura 3.18 Detalhes da montagem da flange.	61
Figura 3.19 Sensor <i>wire-mesh</i> instalado na linha de teste e seção de visualização do escoamento.	61
Figura 3.20 Esquema do sistema <i>By pass</i>	63
Figura 3.21 Sonda de agulha de alta velocidade para medida de permissividade; Silva, Schleicher e Hampel (2007b).	66
Figura 3.22 Comparação entre os valores de permissividade obtidos experimentalmente para frações de óleo entre 5 e 90% e alguns modelos da literatura.	68
Figura 3.23 Coeficientes de peso, $a_{i,j}$, para o cálculo das frações médias de óleo na seção transversal, Prasser, Krepper e Lucas (2002).	69
Figura 3.24 Distribuição no tempo da fração local instantânea de óleo média na seção para os três padrões de escoamento disperso observados.	71
Figura 3.25 Função densidade de probabilidade para a fração de óleo	71
Figura 3.26 Coeficientes de peso, $a_{i,j,m}$, para o cálculo das distribuições radiais da fração de óleo, Prasser, Krepper e Lucas (2002).	72
Figura 4.1 Gradiente de pressão por fricção normalizado em função da velocidade superficial de óleo para diferentes velocidades superficiais de água.	74
Figura 4.2 Viscosidade da mistura em função da fração de injeção de água.	75
Figura 4.3 Fator de atrito bifásico e monofásico de água equivalente em função do número de Reynolds da mistura para diferentes frações de injeção de óleo.	77
Figura 4.4 Fotos dos padrões de escoamento disperso óleo-água na horizontal.	79
Figura 4.5 Carta de escoamento óleo-água na horizontal com os respectivos padrões identificados: o/w H, o/w NH e Do/w & Dw/o.	79

Figura 4.6 Comparação entre a fração volumétrica <i>in situ</i> de óleo obtida através do sensor <i>wire-mesh</i> (modelo séries) e a obtida pela técnica das válvulas de fechamento rápido.	81
Figura 4.7 Comparação entre a fração volumétrica <i>in situ</i> de óleo obtida através do sensor <i>wire-mesh</i> (modelo Logarítmico) e a obtida pela técnica das válvulas de fechamento rápido.	81
Figura 4.8 Comparação entre a fração de injeção de óleo obtida através do modelo homogêneo e a fração volumétrica <i>in situ</i> obtida pela técnica das válvulas de fechamento rápido.	82
Figura 4.9 Deslizamento entre as fases em função da fração de injeção de óleo para diferentes velocidades superficiais de água.	83
Figura 4.10 Distribuição cordal vertical de fração de óleo, indo da esquerda para a direita na seção.	85
Figura 4.11 Distribuição cordal horizontal de fração de óleo, indo da parte superior à inferior da seção.	85
Figura 4.12 Distribuição radial da fração de óleo.	86
Figura 4.13 Imagens da distribuição das fases na seção transversal para o padrão disperso homogêneo (o/w H) a uma velocidade superficial de água $U_{ws} = 2,5$ m/s e diferentes velocidades superficiais de óleo. (a) $U_{os} = 0,3$ m/s; (b) $U_{os} = 0,6$ m/s; (c) $U_{os} = 0,7$ m/s; (d) $U_{os} = 0,9$ m/s.	88
Figura 4.14 Imagens da distribuição das fases na seção transversal para o padrão disperso não-homogêneo (o/w NH) a uma velocidade superficial de água $U_{ws} = 1,5$ m/s e diferentes velocidades superficiais de óleo. (a) $U_{os} = 0,3$ m/s; (b) $U_{os} = 0,5$ m/s; (c) $U_{os} = 0,7$ m/s; (d) $U_{os} = 0,9$ m/s.	88
Figura 4.15 Imagens da distribuição das fases na seção transversal para o padrão disperso semi-estratificado (Do/w & Dw/o) a uma velocidade superficial de água $U_{ws} = 1,0$ m/s e diferentes velocidades superficiais de óleo. (a) $U_{os} = 0,3$ m/s; (b) $U_{os} = 0,5$ m/s; (c) $U_{os} = 0,7$ m/s; (d) $U_{os} = 0,9$ m/s.	89
Figura 5.1 Perfis de velocidade do filme de água e da mistura bifásica	94
Figura 5.2 Espessura do filme de água em função do deslizamento.	98

Figura 5.3 Espessura do filme de água normalizado pela espessura da subcamada laminar da mistura em função da fração de injeção de água para os três padrões de escoamento observados neste trabalho.	99
Figura 5.4 Espessura do filme normalizada em função do número de Reynolds do filme.	100
Figura 5.5 Fator DRP em função do número de Reynolds do filme.	100
Figura 5.6 Fator DRP em função do deslizamento	101
Figura 5.7 Fração volumétrica do filme normalizada em função da fração de injeção de água	102
Figura 5.8 Razão entre rugosidade e subcamada laminar em função da fração de injeção de água	104
Figura 5.9 Espessura do filme de água normalizado em função da fração de injeção de água.	104
Figura 5.10 Fração volumétrica do filme normalizada em função da fração de injeção de água	105
Figura 5.11 Espessura do filme de água normalizado em função do número de Reynolds do filme.	105
Figura 5.12 Fator DRP em função do número de Reynolds do filme.	106
Figura 5.13 Fator DRP em função do deslizamento.	106
Figura 5.14 Espessura do filme em função do deslizamento	107
Figura 5.15 Fator DRP em função do número de Reynolds do filme para todos os dados (NETeF + Shell); linha cheia é a regressão linear de todos os dados.	108

Lista de Tabelas

Tabela 4.1 Padrões de escoamento disperso óleo-água na horizontal.	78
Tabela B.1 Dados experimentais coletados: Queda de pressão bifásica.....	135
Tabela B.2 Dados experimentais coletados: Queda de pressão monofásica de água à mesma vazão da mistura.	136

Lista de símbolos

Letras Latinas

a	constante de proporcionalidade
$a_{i,j}$	coeficiente de peso
A	área da seção transversal do tubo ($A = A_{sensor}$)
A_o	área da seção transversal ocupada pelo óleo
A_w	área da seção transversal ocupada pela água
b	constante de proporcionalidade
C	fração volumétrica de injeção
C_x	capacitância
D	diâmetro interno do tubo
e	espessura do filme de água
e_r	erro relativo total
f	fator de atrito de Darcy
F	frequência
G	fator geométrico
g	gravidade
k	permissividade elétrica relativa
L	comprimento do tubo / distancia entre as tomadas de pressão
L_f	perímetro médio
m	número de intervalos em forma de anel
n	índice temporal de amostragem
P	pressão
Q	vazão volumétrica de injeção
r	rugosidade
R	raio do tubo ($R = R_{sensor}$) / resultado da medição / resistência
Re	número de Reynolds
S	razão de deslizamento (<i>holdup ratio</i>)
t	tempo
U_s	velocidade superficial
u_h	incerteza relativa

V	velocidade <i>in situ</i> / voltagem
$V_{frict,m}$	velocidade de fricção da mistura
x	variável ou coordenada espacial
y	distancia normal a partir da parede do tubo / coordenada espacial
(dp/dx)	gradiente de pressão

Letras Gregas

ε	fração volumétrica <i>in situ</i>
$\varepsilon(i,j,n)$	fração local instantânea
$\bar{\varepsilon}$	média da fração local instantânea
ρ	densidade
μ	viscosidade
θ	ângulo de inclinação
ΔP	queda de pressão
$\Delta x, \Delta y$	<i>electrode pitches</i>
τ	tensão de cisalhamento na parede
$\delta_{sub,m}$	espessura da subcamada laminar da mistura
σ	desvio padrão
ω	frequência angular

Subscritos

e	externo
f	relativo ao filme de água / relativo à rede de realimentação (<i>feedback network</i>)
H	alto
i	entrada / índice espacial / interno
j	índice espacial
L	baixo
log	logarítmico
LOG	modelo de permissividade logarítmico
o	óleo / saída

<i>m</i>	mistura bifásica
<i>max</i>	máximo
<i>QCV</i>	válvulas de fechamento rápido
sensor	relativo ao sensor <i>wire-mesh</i>
<i>SERIES</i>	modelode permissividade Séries
<i>v</i>	vácuo
<i>w</i>	água
<i>w,f</i>	relativo à água no filme
<i>w,m</i>	relativo à água na mistura

superescritos

<i>L</i>	alto
<i>H</i>	baixo

Siglas

DRP	fator indicador da redução de atrito (<i>drag reduction phenomenon</i>)
o/w H	Dispersão óleo em água homogênea
o/w NH	Dispersão óleo em água não homogênea
D o/w &	
D w/o	Dispersão de óleo em água e Dispersão de água em óleo

Sumário

Capítulo 1	Introdução	19
Capítulo 2	Revisão Bibliográfica	23
2.1	Padrões de escoamento líquido-líquido em tubulações horizontais.	25
2.2	Modelagem do padrão de escoamento disperso.	27
2.3	Fenômeno de redução de atrito.....	29
2.3.1	Redução de atrito com adição de agentes químicos em escoamento gás-líquido.	29
2.3.2	Redução de atrito com adição de agentes químicos em escoamento líquido-líquido.	30
2.3.3	Redução de atrito sem a adição de agentes químicos em escoamento líquido-líquido.	31
2.4	Sensor <i>wire-mesh</i>	36
2.5	Medida de permissividade.....	41
Capítulo 3	Trabalho Experimental	45
3.1	Sistema de suprimento de ar.....	46
3.2	Sistemas de suprimento de água e óleo.	49
3.3	Separador de água e óleo.	51
3.4	Medidores de vazão.....	52
3.4.1	Medidores de vazão de água.....	53
3.4.2	Medidores de vazão de óleo.	54
3.5	Transdutores de pressão.....	55
3.6	Organização do trabalho experimental.	56
3.7	Medida da queda de pressão por fricção em escoamento disperso horizontal	58
3.8	Experimentos com o sensor <i>wire-mesh</i>	59
3.9	Medição da fração volumétrica <i>in situ</i> de óleo através da técnica das válvulas de fechamento rápido.	62
3.10	Tratamento dos dados do sensor <i>wire-mesh</i> (Centro de Pesquisa de Dresden-Rosendorf, Alemanha). ¹	64
3.10.1	Medições com o sensor <i>wire-mesh</i>	65
3.10.2	Modelo de permissividade.....	66
3.10.3	Distribuições de fração de fase.	69

Capítulo 4	Resultados Experimentais.....	73
4.1	Gradiente de pressão por fricção.	73
4.2	Viscosidade da mistura.	74
4.3	Fator de atrito.	76
4.4	Identificação de padrões em escoamento horizontal disperso óleo-água.	77
4.5	Fração volumétrica <i>in situ</i> (<i>holdup</i>).....	80
4.6	Distribuições de fração de fase.	84
Capítulo 5	Modelagem (Modelo do filme).....	91
5.1	Modelagem matemática.....	91
5.1.1	Espessura do filme de água.....	94
5.1.2	Sub-camada laminar da mistura.....	96
5.2	Validação do modelo.	97
5.2.1	Dados experimentais obtidos no circuito multifásico do NETeF.	97
5.2.2	Dados experimentais obtidos na <i>Shell Exploration and Production B.V.</i> , Rijswijk, Holanda.	103
Capítulo 6	Conclusões	109
Referências Bibliográficas ²		113
Apêndice A	Incerteza Experimental	117
A.1	Velocidades superficiais de água e óleo.	119
A.2	Deslizamento	120
A.3	Queda de pressão.	129
A.4	Fator de atrito.	130
A.5	Viscosidade da mistura.	132
Apêndice B	Tabelas com os Dados Experimentais	135
Apêndice C	Programas utilizados no tratamento de dados do sensor <i>wire-mesh</i>	139
C.1	Programa para conversão de arquivos.dat a .v (Modelo Logarítmico).	139
C.2	Programa para a conversão de arquivos.dat a .v (Modelo Séries).....	140
C.3	Programa para o cálculo da fração volumétrica <i>in situ</i> (Modelo Logarítmico).	141
C.4	Programa para o cálculo da fração volumétrica (Modelo Séries).	143
C.5	Programa para o cálculo das distribuições de fase.	144

Capítulo 1 Introdução

Escoamentos multifásicos estão presentes em diversos processos naturais e industriais, como exemplos: água fervente, fumaça, ovos mexidos, areia movediça, tempestades de areia, chuva, neblina, molho para salada, bolhas no refrigerante, torres de destilação e absorção, caldeiras, condensadores, torres de resfriamento, reatores químicos e nucleares, produção e transporte de petróleo e gás, entre outros.

Na produção de petróleo, geralmente uma mistura imiscível de óleo, água e gás é conduzida através de dutos, essa assumindo diversas configurações espaciais ou padrões de escoamento. No bombeamento de petróleo, uma das grandes preocupações é a grande perda de energia envolvida no deslocamento de fluidos bi ou trifásicos ao longo de grandes distancias e os altos custos associados, especialmente em condições de produção *offshore*. Quando podemos desprezar a aceleração, essa perda de carga está relacionada a uma queda de pressão que pode ser subdividida numa parte gravitacional e noutra de atrito (viscosa). Em se tratando de escoamento multifásico, e considerando o cenário de produção de petróleo nacional, essas partes, não raro, são da mesma ordem de grandeza.

A alta demanda tecnológica no atual cenário petrolífero mundial e, no âmbito nacional, os desafios colocados pelo pré-sal, consideram a preocupação por minimizar as perdas nas linhas, além da otimização da produção dos poços direcionais. Isso tem incentivado o desenvolvimento de estudos sobre escoamento bifásico líquido-líquido, especialmente escoamento óleo-água, objeto de pesquisa deste trabalho. Porém, apesar da sua ocorrência comum e importância, este tipo de escoamento não tem sido estudado com a mesma intensidade do que o escoamento gás-líquido, sendo comum o uso errôneo de correlações desenvolvidas para escoamento gás-líquido na estimativa de gradientes de pressão no escoamento líquido-líquido.

No que tange as pesquisas que envolvem o estudo da redução da perda de carga por atrito, ou queda de pressão associada, em escoamento de fluidos complexos, inúmeros trabalhos em escoamento gás-líquido demonstram que é possível reduzir significativamente a perda de energia de um escoamento com a adição de agentes redutores de atrito. Dentre eles os mais utilizados e eficazes são os polímeros de alta massa molecular. Sobre escoamento óleo-água, um número limitado de trabalhos nessa linha de pesquisa é reportado na literatura. Quando ocorre o escoamento de óleos ultra-viscosos e água em tubulação, o regime anular,

em especial, tem sido estudado para minimizar a queda de pressão por atrito e maximizar a produção. O escoamento de óleos viscosos é facilitado por uma injeção parietal de água, formando um anular de água que impede o contato do óleo com a parede, reduzindo o gradiente de pressão por fricção em ordens de grandeza.

Estudos sobre outros tipos de padrões de escoamento óleo-água, como dispersões e emulsões, vem revelando ao longo dos anos interessantes resultados relacionados à redução de atrito. Além da redução da perda de carga por atrito obtida pela adição de agentes redutores, uma redução de atrito em escoamento óleo-água disperso em regime turbulento sem adição de qualquer tipo de substância redutora tem sido reportada por diversos investigadores. Este tipo de estudos tem sido alvo recente de atenção na área, pelo fato de não haver ainda um entendimento satisfatório, muito menos formalizado, a respeito da física por trás desse fenômeno. A maioria dos autores atribui a ocorrência deste tipo de redução de atrito, observada em dispersões e emulsões óleo-água, a uma modificação das escalas ou atenuação da turbulência da fase continua causada pela presença de gotículas deformáveis da fase dispersa. Mas ainda não existe um número considerável de trabalhos e resultados que corroborem definitivamente essa teoria.

Após uma análise da literatura existente sobre escoamento líquido-líquido, em especial sobre escoamento óleo-água, percebe-se que ainda existem muitas lacunas, principalmente no que se refere ao estudo do padrão disperso. A maioria dos trabalhos dedicados ao estudo de escoamentos óleo-água em tubulações tem como ênfase o estudo de escoamentos em fases separadas, geralmente os padrões anular e estratificado. Dispersões óleo-água são pouco estudadas até o momento, apesar de bastante comuns na indústria.

Nesse contexto, o objetivo desta pesquisa é ampliar o banco de dados experimentais existente em relação ao padrão de escoamento disperso líquido-líquido, e, conseqüentemente, tentar contribuir com o entendimento do fenômeno de redução de atrito sem adição de agentes redutores em escoamento disperso óleo-água. Foi realizado um trabalho experimental que forneceu informações sobre a faixa de ocorrência do fenômeno, padrões de escoamento disperso, reologia e fração volumétrica *in situ* em escoamento bifásico óleo-água horizontal a altos números de Reynolds da mistura. Com a ajuda de um novo sensor baseado em medidas de capacitância foi possível caracterizar o escoamento e obter distribuições das fases na seção transversal do tubo. Na busca por uma melhor compreensão do fenômeno físico de redução de atrito foi desenvolvido um modelo matemático. Neste projeto, as seguintes metas foram postas:

1. Realizar um estudo experimental sobre escoamento disperso óleo-água em duto horizontal:

- Medir a queda de pressão do escoamento bifásico óleo-água e monofásico de água equivalente;
- Detectar a ocorrência do fenômeno de redução de atrito;
- Medir a fração volumétrica *in situ* das fases a partir da técnica das válvulas de fechamento rápido;
- Medir a fração volumétrica *in situ* das fases com a aplicação de uma nova técnica baseada em medidas de permissividade (sensor *wire-mesh*);
- Identificar os sub-padrões de escoamento disperso;
- Obter distribuições das fases e imagens tomográficas via sensor *wire-mesh* e
- Validar a aplicação do sensor *wire-mesh* no estudo de escoamento óleo-água com óleo viscoso.

2. Desenvolver um modelo matemático visando a obtenção de resultados que ajudem na compreensão da física relacionada ao fenômeno bifásico de redução de atrito em dispersões óleo-água.

O trabalho foi organizado nos seguintes capítulos:

Capítulo 2: revisão bibliográfica dos trabalhos relacionados ao estudo do fenômeno de redução de atrito, dando ênfase ao escoamento disperso óleo-água e à ocorrência do fenômeno sem adição de agentes redutores e uma revisão sobre o sensor *wire-mesh*.

Capítulo 3: descrição do trabalho experimental, circuito experimental, equipamentos, rotina para obtenção de dados, calibrações e tratamento dos dados.

Capítulo 4: apresentação dos resultados experimentais e discussão; perda de pressão, identificação de padrões de escoamento, fração volumétrica *in situ*, fatores de atrito, viscosidade da mistura, distribuições de fração de fase e imagens tomográficas da seção obtidas via sensor *wire-mesh*.

Capítulo 5: modelagem matemática e comparação com dados experimentais.

Capítulo 6: conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2 Revisão Bibliográfica

Serão discutidos neste capítulo os trabalhos que foram considerados de maior importância para o desenvolvimento da pesquisa. Esta revisão procurou incluir principalmente tópicos *relacionados* ao estudo de dispersões líquido-líquido em tubulações horizontais e a ocorrência do fenômeno de redução de atrito em escoamento bifásico, dando ênfase ao escoamento óleo-água. Além disso, uma revisão sobre o sensor *wire-mesh* será apresentada.

Antes de dar início a revisão da literatura, alguns dos termos básicos do escoamento bifásico serão definidos. Considerando, por exemplo, óleo e água escoando simultaneamente em uma tubulação com área de seção transversal A . As vazões volumétricas de injeção do óleo e da água são Q_o e Q_w , respectivamente. As frações volumétricas de injeção do óleo e da água são respectivamente:

$$C_o = \frac{Q_o}{Q_o + Q_w}, C_w = \frac{Q_w}{Q_o + Q_w} \quad (2.1)$$

As velocidades superficiais do óleo e da água são calculadas com base nas vazões volumétricas de injeção e na área de seção transversal do tubo e são definidas como:

$$U_{os} = \frac{Q_o}{A}, U_{ws} = \frac{Q_w}{A} \quad (2.2)$$

Combinado-se as Equações 2.1 e 2.2, é obtida a relação entre as velocidades superficiais e as frações volumétricas de injeção:

$$\frac{U_{os}}{U_{ws}} = \frac{C_o}{C_w} \quad (2.3)$$

Substituindo a Equação 2.2 em 2.1, tem-se:

$$C_o = \frac{U_{os}}{U_{os} + U_{ws}}, C_w = \frac{U_{ws}}{U_{os} + U_{ws}} \quad (2.4)$$

Em escoamento bifásico, assume-se que cada fase ocupa diferentes partes da seção transversal do tubo. A velocidade média real de cada fase ou velocidade *in situ* é diferente da velocidade superficial, pois é calculada da vazão volumétrica passando por uma área menor do que a área transversal do tubo. Chamando-se A_o e A_w as áreas de seção transversal ocupadas pelo óleo e pela água, respectivamente, as velocidades *in situ* são dadas por:

$$V_o = \frac{Q_o}{A_o}, V_w = \frac{Q_w}{A_w} \quad (2.5)$$

Das Equações 2.2 e 2.5 segue-se que a velocidade *in situ* sempre excede a velocidade superficial para cada fase.

O *holdup* ou fração volumétrica *in situ* da fase, ε (média no tempo e no espaço em certo trecho de tubo) frequentemente é considerada como uma grandeza local, isto é, num comprimento diferencial de tubo. Portanto, a fração volumétrica *in situ* do óleo e da água é definida da seguinte forma:

$$\varepsilon_o = \frac{A_o \delta L}{A \delta L} = \frac{A_o}{A}, \varepsilon_w = \frac{A_w}{A} \quad (2.6)$$

Quando uma das fases é gasosa, sua fração volumétrica *in situ* é comumente chamada de fração de vazio. A velocidade *in situ* e a velocidade superficial de cada fase são relacionadas à fração volumétrica *in situ* da seguinte forma:

$$V_o = \frac{U_{os}}{\varepsilon_o}, V_w = \frac{U_{ws}}{\varepsilon_w} \quad (2.7)$$

A velocidade da mistura é definida dividindo a vazão volumétrica total pela seção transversal do tubo:

$$U_m = \frac{Q_o + Q_w}{A} \quad (2.8)$$

que também é igual à soma das velocidades superficiais:

$$U_m = U_{os} + U_{ws} \quad (2.9)$$

Quando dois fluidos escoam juntos em uma tubulação, a fração volumétrica *in situ* é geralmente diferente da fração volumétrica de injeção. Diferenças na densidade e/ou viscosidade causam uma importante característica dos escoamentos bifásicos: o deslizamento s . Como descrito em Oliemans (1986), o *holdup ratio* ou deslizamento pode ser definido como a razão das frações volumétricas *in situ* ($\varepsilon_w / \varepsilon_o$) sobre a razão das frações volumétricas de injeção (C_w / C_o), o que é equivalente à razão das velocidades das fases *in situ*, ou seja:

$$s = \frac{\frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_o}}{\frac{C_w}{C_o}} = \frac{V_o}{V_w} \quad (2.10)$$

Quando o deslizamento, s , é maior do que a unidade a água está se acumulando no tubo e o óleo está escoando mais rapidamente. Quando o deslizamento é menor do que a unidade o óleo está se acumulando no tubo e a água está escoando mais rapidamente

2.1 Padrões de escoamento líquido-líquido em tubulações horizontais.

Na literatura, existem alguns padrões de escoamento óleo-água em dutos horizontais identificados. Trallero *et al.*(1995) estudaram o escoamento óleo-água em tubulação horizontal de 75 mm de diâmetro interno com um óleo de 29 mPa.s e densidade 884 kg/m³ e observaram seis padrões de escoamento: estratificado, estratificado com mistura na interface, dispersão de óleo em água com uma camada de água bem definida, dispersões de água em óleo e óleo em água, conhecido também como padrão dual, emulsão de óleo em água, e emulsão de água em óleo. Na Figura 2.1, podem ser observados os padrões identificados por Trallero.

Figura 2.1 Padrões de escoamento observados por Trallero (1995)

Elseth (2001) estudou o escoamento óleo-água em uma tubulação horizontal de 56.3 mm de diâmetro interno com um óleo combustível de viscosidade 1.64 mPa.s. Os padrões observados por Elseth podem ser classificados em duas categorias: escoamento estratificado e escoamento disperso. Quanto ao escoamento estratificado foram observados os seguintes cinco padrões: estratificado suave, estratificado ondulado, estratificado misturado com gotas de água no óleo, estratificado misturado com gotas de óleo na água e estratificado misturado com ambas, gotas de água no óleo e gotas de óleo na água. Dentro do escoamento disperso foram observados seis padrões: dispersão contínua de óleo com camada densa de gotas de água, dispersão contínua de água com camada densa de gotas de óleo, dispersão contínua de óleo não homogênea, dispersão contínua de água não homogênea, dispersão contínua de óleo homogênea e dispersão contínua de água homogênea (Figura 2.2).

Figura 2.2 Padrões de escoamento observados por Elseth (2001)

2.2 Modelagem do padrão de escoamento disperso.

Para o estudo dos escoamentos dispersos, o modelo homogêneo é classicamente aplicado. Este modelo considera a mistura como um “pseudofluido”, com propriedades ponderadas entre as fases, e obedecendo às equações e leis típicas do escoamento monofásico (WALLIS, 1969).

A principal consideração do modelo é a condição de não deslizamento entre as fases, a qual sugere que a velocidade *in situ* de ambas as fases é a mesma. Assim, considerando um escoamento óleo-água tem-se:

$$V_w = V_o = V = U_m \quad (2.11)$$

E as frações volumétricas *in situ* de água e óleo são definidas respectivamente como:

$$\varepsilon_w = \frac{U_{ws}}{U_m}, \varepsilon_o = 1 - \varepsilon_w \quad (2.12)$$

Note-se que no modelo homogêneo a fração volumétrica *in situ* ou *holdup* é igual à fração de injeção das fases (Equacao 2.4 e 2.9)

Segundo o modelo homogêneo, o gradiente de pressão da mistura é dado por:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{f_m \rho_m U_m^2}{2D} - \rho_m g \sin(\theta), \quad (2.13)$$

sendo D o diâmetro interno da tubulação, f_m o fator de atrito bifásico. A densidade da mistura, ρ_m , é definida como:

$$\rho_m = \varepsilon_w \rho_w + \varepsilon_o \rho_o \quad (2.14)$$

Onde ρ_w e ρ_o são as densidades da água e óleo respectivamente.

Para o caso de escoamento horizontal, o segundo termo do lado direito da equação 2.13 é desprezado. Assim, o gradiente de pressão por fricção é dado como:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{f_m \rho_m U_m^2}{2D} \quad (2.15)$$

O fator de atrito da mistura f_m pode ser calculado a partir de correlações do tipo Blasius, para tubo liso:

$$f_m = 0,312 Re_m^{-0.25} \quad (2.16)$$

O número de Reynolds da mistura Re_m pode ser calculado usando uma analogia do escoamento monofásico se a dispersão for homogênea:

$$Re_m = \frac{\rho_m U_m D}{\mu_m} \quad (2.17)$$

A viscosidade da mistura, μ_m , é obtida através de correlações. A escolha da correlação mais adequada depende do padrão de escoamento, propriedades físicas dos fluidos, fração volumétrica de injeção, entre outros (WALLIS, 1969).

2.3 Fenômeno de redução de atrito

Muitos estudos demonstram que a injeção de pequenas quantidades de aditivos em fluidos, geralmente polímeros de elevada massa molecular, afeta a turbulência do escoamento e resulta na diminuição da queda de pressão por fricção em regime turbulento. Esta diminuição na queda de pressão do escoamento é conhecida como redução de atrito.

2.3.1 Redução de atrito com adição de agentes químicos em escoamento gás-líquido.

Diversos trabalhos estão disponíveis sobre o efeito da adição de polímeros, conhecidos como agentes redutores de atrito, em escoamentos gás-líquido.

Rosehart, Scott e Rhodes (1972) estudaram o efeito da adição de poliacrilamida em escoamento gás-líquido pistonado em tubulação horizontal de policarbonato e encontraram um menor atrito no escoamento bifásico em comparação com o escoamento monofásico de água escoando com a mesma velocidade superficial de líquido.

Sylvester e Brill (1976) investigaram experimentalmente a redução de atrito em escoamento ar-água no padrão *anular mist* (aerossol) em uma tubulação horizontal de aço. Ao adicionar óxido de polietileno, observaram uma redução da ordem de 37% na queda de pressão da mistura ar-água e um aumento no grau de redução com o aumento da vazão de líquido a uma vazão constante de gás.

Kang *et al.* (1998) estudaram o efeito de agentes redutores na queda de pressão em escoamento gás-líquido em tubulações horizontais e inclinadas de acrílico. A adição de agentes redutores foi eficaz na redução da queda de pressão em todas as condições estudadas. A maior redução encontrada foi de até 81% para escoamento estratificado na horizontal.

Al-Sarkhi e Hanratty (2001) encontraram que a injeção de uma solução polimérica em escoamento anular horizontal ar-água causa uma redução de atrito de até 48%. Com a adição

dos agentes redutores foi observada uma transição de padrão anular para estratificado. O efeito é atribuído à atenuação das ondas interfaciais que causariam a formação de gotículas e ajudariam a espalhar o líquido ao redor do tubo, formando o padrão anular.

No trabalho de Soleimani, Al-Sarkhi e Hanratty (2002) foi analisado o efeito de polímeros redutores sobre a transição do padrão ar-água estratificado para o padrão pistonado. Os resultados mostram que a transição para o padrão pistonado é retardada com a adição de polímeros. Os autores atribuem o efeito a uma possível atenuação da turbulência, já observada por Al-Sarkhi e Hanratty (2001).

2.3.2 Redução de atrito com adição de agentes químicos em escoamento líquido-líquido.

Em contraste com o escoamento gás-líquido, em escoamento líquido-líquido, não há um número considerável de estudos sobre redução de atrito com a adição de agentes redutores. Al-Wahaibi, Smith e Angeli (2007) reportaram um dos primeiros trabalhos sobre adição de polímeros em escoamento óleo-água. Nesse trabalho, o autor investiga o efeito do co-polímero acrilato de sódio e de poliacrilamida sobre a queda de pressão e padrões de escoamento em misturas de óleo e água. Semelhantemente aos estudos sobre gás-líquido, uma redução na queda de pressão é observada com a adição dos polímeros. Além disso, as ondas interfaciais foram atenuadas e foram necessárias maiores velocidades de água e óleo para a transição do padrão estratificado.

Ngan (2007) estudou o efeito de polímeros redutores sobre a transição de padrões e a queda de pressão em escoamento óleo-água com um óleo de viscosidade 5.5 mPa.s e densidade 828 kg/m³. A adição de pequenas quantidades de co-polímero de poliacrilamida e acrilato de sódio resultou em uma redução média na queda de pressão por fricção de 40%. Além disso, foram observadas variações significativas nos padrões de escoamento e suas fronteiras.

2.3.3 Redução de atrito sem a adição de agentes químicos em escoamento líquido-líquido.

Além da diminuição da queda de pressão por fricção obtida por adição de polímeros, uma redução de atrito sem qualquer adição de agentes redutores tem sido observada em escoamento óleo-água em regime turbulento.

Cengel *et al.* (1962) estudaram experimentalmente dispersões de óleo em água com um óleo de 0,976 mPa.s. Foi observado que, em regime laminar e para baixas frações de óleo, a viscosidade aparente ou da mistura não depende do número de Reynolds e do diâmetro do tubo. Para frações superiores a 20%, foi observada uma diminuição da viscosidade da mistura com o número de Reynolds e um aumento com o aumento do diâmetro do tubo. Para 50% de óleo, além da diminuição da viscosidade da mistura com o número de Reynolds, também é identificada uma dependência dessa com a inclinação do tubo. Essa última poderia ser causada pela separação das fases ou coalescência das gotas. Os resultados mostraram também uma diminuição da viscosidade aparente da mistura com o aumento da fração da fase dispersa.

Pal (1993) fez uma revisão da literatura sobre escoamento disperso óleo-água em dutos e investigou o comportamento de dispersões óleo-água em regime laminar e turbulento, com um óleo de viscosidade 2.41 mPa.s. O efeito causado pela adição de surfactantes sobre o comportamento deste tipo de dispersão também foi estudado. O autor encontrou que as dispersões óleo-água exibem o fenômeno conhecido como redução de atrito em regime turbulento. Os valores de viscosidade da mistura obtidos para o escoamento em regime turbulento são bem menores aos valores equivalentes em regime laminar. Isto indica uma redução da queda de pressão em regime turbulento. Pal concluiu que tanto emulsões de óleo em água e emulsões de água em óleo exibem redução de atrito, mas o fenômeno no segundo caso é muito mais severo. Notou-se também que, a intensidade da redução de atrito depende da natureza do óleo e da concentração da fase dispersa. Quanto maior é a concentração da fase dispersa, maior é o grau de redução de atrito. Aquele autor argumentou que o fenômeno é causado por uma modificação da turbulência da fase contínua causada pela presença das gotículas da fase dispersa. Foi observada uma diminuição do fenômeno com a adição de surfactante. Isto pode ser atribuído ao efeito estabilizador da substância sobre as gotículas dispersas.

Angeli (1996) realizou um trabalho experimental sobre dispersões líquido-líquido em tubulações. Os experimentos foram realizados em uma tubulação de aço e uma de acrílico de 24.3 mm de diâmetro. Os fluidos de teste foram água e óleo leve de viscosidade 1.6 mPa.s e densidade 801 kg/m³. Neste trabalho foram observados os padrões de escoamento e foram medidos gradientes de pressão e as frações volumétricas *in situ* das fases. Em geral, a queda de pressão bifásica no tubo de acrílico foi menor em comparação com o tubo aço para iguais velocidades de mistura, constatando-se a influência da rugosidade sobre a queda de pressão. No tubo de acrílico, para todos os casos, foi observado um gradiente de pressão bifásico menor ou igual ao gradiente de pressão de água escoando à igual velocidade da mistura. Foi mais intenso este comportamento para altas velocidades de mistura e baixas frações de água. No caso do tubo de aço, também foi observado o mesmo comportamento, mas em menor intensidade. O efeito da pré-molhabilidade do tubo com uma fase também foi investigado em particular sobre o gradiente de pressão. Os resultados mostram que, para ambos os tubos, em geral o gradiente de pressão medido no tubo pré-molhado com óleo foi um pouco menor que no tubo pré-molhado com água, persistindo a diferença inclusive após algumas horas de experimento. Como é reportado no trabalho, o gradiente de pressão monofásico de óleo é inferior ao monofásico de água a igual velocidade, em ambos os tubos. Isso é esperado, pois a fase aquosa apresenta intensidade turbulenta maior, dada a sua viscosidade menor, o que acarreta numa viscosidade “turbulenta” maior. Entretanto, segundo a autora, o óleo poderia estar lubrificando a parede dos tubos, resultando em uma diminuição do gradiente de pressão bifásico. Efeitos de deslizamento também foram reportados para ambos os tubos pré-molhados com óleo. No tubo de acrílico foi observado um deslizamento inferior à unidade, indicando que a água escoava mais rápido. Uma explicação para isto seria que o óleo estaria sendo retido na parede do tubo. Para o tubo de aço, o deslizamento observado é próximo à unidade para iguais condições.

Angeli e Hewitt (1998) mediram a queda de pressão bifásica em escoamento de um óleo leve de viscosidade 1.6 mPa.s e densidade 801 kg/m³ e água em tubulações horizontais de aço inox e acrílico de 25,4 mm de diâmetro. Foram feitas medidas para velocidades de mistura entre 0.3-3.9 m/s e frações volumétricas de água entre 0-100%. Resultados similares aos obtidos por Angeli (1996) foram observados. Para baixas velocidades de mistura (menores a 1 m/s), onde o padrão de fases separadas prevalece, o gradiente de pressão bifásico não foi afetado pela fração de água no tubo de acrílico. Por outro lado, no tubo de aço, foi observado um aumento no gradiente de pressão bifásico ao aumentar a fração de

água. Para altas velocidades de mistura (2-3 m/s), onde o padrão disperso prevalece, a diferença entre os dois tubos não foi muito dramática. Em ambos os tubos foi observada uma queda de pressão bifásica inferior à queda de pressão do escoamento monofásico de óleo e água escoando à mesma velocidade da mistura para baixas frações de água (sendo o óleo a fase contínua). No tubo de acrílico, o mesmo comportamento foi observado, inclusive para altas frações de água, embora, em menor proporção. Nesse trabalho, também foram medidos fatores de fricção para dispersões óleo-em-água e água-em-óleo e os resultados foram comparados com os fatores de atrito para escoamentos monofásicos de água e óleo equivalentes no tubo de aço. Os fatores de fricção bifásicos são significativamente menores aos monofásicos quando o óleo é a fase contínua e quase os mesmos quando a água é a fase contínua. Estes resultados são similares aos observados por Pal (1993). Além dos efeitos de rugosidade, as características de molhabilidade dos tubos podem ser também responsáveis pelas diferenças no gradiente de pressão.

No trabalho de Lovick e Angeli (2004) foram medidos gradientes de pressão e fração volumétrica *in situ* das fases. O trabalho experimental foi realizado em uma tubulação horizontal de aço inox de 38 mm de diâmetro usando óleo de viscosidade 6 mPa.s e densidade 828 kg/m^3 e água. Medições foram feitas para velocidades de mistura entre 0.8-3 m/s e frações volumétricas de óleo entre 10-90% e os padrões de escoamento foram identificados através de análise visual, uma sonda condutiva e uma sonda de impedância de alta frequência. A tubulação foi pré-molhada com óleo antes de injetar a mistura bifásica para todos os experimentos. Para a menor velocidade de mistura (0.8 m/s), a queda de pressão bifásica não variou muito com a fração de óleo. Para velocidades altas (1-3 m/s) foi observado que a adição de água na fase contínua (óleo) resulta inicialmente em uma diminuição significativa da queda de pressão bifásica, inclusive atingindo valores menores aos correspondentes ao escoamento monofásico de água. Essa diminuição pode ser atribuída ao fenômeno de redução de atrito. A razão entre as velocidades *in situ* das fases ou deslizamento e a distribuição das fases na seção transversal do tubo também foram obtidas neste trabalho. Foi encontrado que para velocidades de mistura menores que 1.5 m/s, a dispersão óleo-água exhibe deslizamento entre as fases menor do que a unidade para frações baixas de óleo e maior do que a unidade para frações intermediárias e altas. Para velocidades de mistura altas (2-3 m/s), a dispersão exhibe deslizamento maior do que a unidade para frações baixas e intermediárias de óleo e menor ou próximo da unidade para frações altas. Os autores argumentam que a área de

contato entre os fluidos e a parede do tubo pode ser responsável pelo deslizamento entre as fases.

Rodriguez (2005) estudou experimentalmente o escoamento óleo-água em tubulação horizontal e inclinada de aço inox de 82.8 mm de diâmetro com um óleo de viscosidade 7.5 mPa.s. O autor também observou, para altas velocidades de mistura, uma diminuição da queda de pressão bifásica em relação a queda de pressão do escoamento monofásico de água escoando à mesma velocidade da mistura. Pela primeira vez, foi observado um possível efeito da inclinação do tubo sobre o fenômeno, sendo este intensificado com o aumento da inclinação ascendente.

Ioannou, Nydal e Angeli (2005) estudaram o fenômeno de inversão de fase em escoamento disperso óleo-água com um óleo de densidade 796 kg/m^3 e viscosidade 1.74 mPa.s em tubulações de aço inox e acrílico de 60 e 32 mm de diâmetro, respectivamente, e encontraram uma redução na queda de pressão para frações baixas e altas de óleo ao comparar com os valores de escoamentos de água e óleo equivalentes para todas as velocidades estudadas.

Lum, Al-Wahaibi e Angeli (2006) realizaram um trabalho experimental onde foi analisado o efeito do ângulo de inclinação sobre os padrões de escoamento óleo-água, gradiente de pressão para velocidades de mistura entre 0.7-2.5 m/s e frações entre 10-90%. Os experimentos foram realizados em um tubo de aço de 38 mm de diâmetro. A identificação dos padrões de escoamento foi feita através de análise visual e do uso de uma sonda capacitiva e de impedância. Foram obtidas, para todas as inclinações, quedas de pressão bifásicas menores em comparação com o escoamento horizontal. Para baixas velocidades de mistura, a queda de pressão não é afetada significativamente pela fração de óleo e para altas velocidades são obtidas quedas de pressão bifásicas inferiores às monofásicas, resultados similares aos obtidos por Angeli e Hewitt (1998) e Lovick e Angeli (2004). A razão entre as velocidades das fases *in situ* ou deslizamento foi calculada neste trabalho. Foi observado que o deslizamento aumenta com a fração de óleo para baixas velocidades de mistura, atingindo valores menores para baixas frações de óleo e maiores para altas frações. O comportamento inverso foi observado para altas velocidades de mistura. Os resultados são similares aos encontrados por Lovick e Angeli (2004). Também foi identificado um efeito da inclinação sobre o deslizamento. Na ascendente, um aumento no deslizamento é obtido ao aumentar a inclinação para todas as velocidades de mistura. Na descendente, para baixas velocidades de mistura, são obtidos valores de deslizamento próximos da unidade

Hu e Angeli (2006) investigaram experimentalmente o fenômeno de inversão de fase em um tubo de aço vertical ascendente e descendente de 38 mm de diâmetro para um escoamento de óleo de densidade 828 kg/m^3 e viscosidade 5.5 mPa.s e água. Observaram uma redução no gradiente de pressão ao adicionar água ou óleo, respectivamente, na fase contínua.

Note-se que o fenômeno de redução de atrito em dispersões óleo-água tem sido observado por vários autores, mas ainda não há um entendimento razoável, muito menos formalizado, a respeito da física por trás desse fenômeno. A maioria dos autores atribui o fenômeno a uma modificação da turbulência na fase contínua causada pela presença de gotículas da fase dispersa. Nesta linha de pesquisa, mais recentemente, Pal (2007) propôs um mecanismo de redução de atrito em regime turbulento para dispersões óleo-água. A partir de dados experimentais, foi encontrada uma diminuição na viscosidade aparente da dispersão com o aumento da fração volumétrica de água em regime turbulento. Isso para dispersões água-em-óleo. Com a aplicação de um modelo teórico desenvolvido para a viscosidade relativa de dispersões (Pal, 2003) o autor consegue prever o mesmo comportamento com uma ligeira discrepância. A partir do modelo, foram obtidos fatores de atrito significativamente menores em comparação com a bem conhecida equação de Blasius tanto para dispersão de água em óleo como de óleo em água, embora a redução de atrito seja muito menor quando a água é a fase contínua. Além disso, foi observado um aumento no grau da redução ao aumentar a fração da fase dispersa. O autor acredita que a redução de atrito observada em regime turbulento é causada pela diminuição da viscosidade aparente da mistura e esta por sua vez é provocada pela deformação de gotículas da fase dispersa e a diminuição da tensão interfacial. O fator de atrito experimental para dispersões água-em-óleo tende a aumentar a números de Reynolds muito altos. Em outras palavras, a redução de atrito tende a diminuir com o aumento na intensidade da turbulência. Este comportamento pode ser explicado em termos do tamanho médio das gotículas; para altos números de Reynolds o tamanho médio das gotas tende a diminuir devido ao rompimento de gotas. Gotas menores tendem a resistir deformação devido à alta tensão superficial. Consequentemente, a viscosidade aparente da dispersão aumenta e isto resulta em uma atenuação do fenômeno de redução de atrito.

Outros trabalhos que reportam redução de atrito em escoamento óleo-água são considerados de importância para o desenvolvimento deste estudo. O trabalho de Vara (2001) reporta resultados experimentais de queda de pressão para escoamento óleo-água na horizontal e no padrão líquido-líquido anular, conhecido como *core-annular flow*. Foi

observada uma queda de pressão bifásica sistematicamente menor que a monofásica de água à igual vazão volumétrica da mistura. Neste caso, concluiu-se que a redução de atrito se deve ao efeito de deslizamento entre as fases encontrado. A velocidade do óleo foi, na maioria dos casos, relativamente maior do que a da água. Uma possível explicação para este fato poderia ser a molhabilidade preferencial do tubo com água, que lubrificaria o núcleo de óleo e facilitaria a sua movimentação no tubo.

2.4 Sensor *wire-mesh*.

O sensor *wire-mesh* é um dispositivo com uma alta resolução espacial e temporal utilizado no estudo de escoamentos multifásicos. Este tipo de sensor é considerado um híbrido pelo fato de combinar medidas intrusivas de fração volumétrica e obtenção de imagens tomográficas da seção transversal e foi introduzido há dez anos por Prasser, Böttger e Zschau (1998) no Centro de Pesquisa de Dresden-Rossendorf (FZD) na Alemanha. Dessa data em diante, essa técnica tem sido utilizada por vários pesquisadores para o estudo de escoamentos multifásicos.

O sensor é basicamente formado por dois planos de fios paralelos com uma pequena separação axial entre eles. Os fios de cada plano são posicionados perpendicularmente em relação aos do outro plano, formando assim uma rede de eletrodos (Figura 2.3). A condutividade é medida em todos os eletrodos ou pontos de cruzamento. Considerando um escoamento de duas fases, uma condutora e outra não-condutora, por exemplo, água e ar, as medidas de condutividade são uma indicação da fase presente em cada ponto de cruzamento. Assim, o sensor é capaz de determinar distribuições de fração de vazio de gás instantâneas na seção transversal do tubo.

Quanto ao princípio de medição, os fios de um dos planos são usados como transmissores e os fios do outro como receptores. A Figura 2.4, mostra o diagrama do sistema eletrônico de um sensor *wire-mesh* condutivo de configuração 4×4 . Os fios do plano transmissor são ativados, fornecendo-lhes uma voltagem bipolar sucessiva através dos interruptores S1-S4. Os eletrodos não ativados são conectados à terra. A corrente em um fio do plano receptor, como resultado da ativação de um fio do plano transmissor, é uma medida da condutividade do fluido no correspondente volume de controle próximo ao ponto de cruzamento. As correntes de todos os fios do plano receptor são amostradas simultaneamente.

Este procedimento se repete para todos os eletrodos transmissores. Ao ser ativado o ultimo fio transmissor, um conjunto completo de medidas para toda a seção transversal é adquirido. As medidas de voltagem são proporcionais à condutividade do meio ao redor de cada ponto de cruzamento da malha de fios. Desta maneira, o sensor divide a seção transversal do tubo em sub-regiões, onde cada ponto de cruzamento representa uma sub-região. O sinal medido em cada ponto de cruzamento descreve as características do escoamento dentro dessa sub-região associada, i.e. cada ponto atua como um indicador da fase presente. Assim, o conjunto de dados adquiridos através do sensor representa diretamente a distribuição das fases na seção transversal.

Figura 2.3 (a) Representação esquemática do sensor *wire-mesh*; (b) Fotografia de um protótipo desenvolvido em FZD; Silva (2008).

Figura 2.4 Eletrônica de um sensor *wire-mesh* condutivo com configuração 4x4; Prasser, Böttger e Zschau (1998).

Depois do primeiro estudo publicado sobre a aplicação deste tipo de sensor no estudo de escoamento gás-líquido (PRASSER; BOTTGER; ZSCHAU, 1998), ele tem sido estudado por vários pesquisadores com o objetivo de aperfeiçoar e validar a técnica para o estudo de escoamentos multifásicos.

Prasser, Böttger e Zschau (1998) utilizaram um sensor 16×16 , que consiste de duas malhas com 16 eletrodos cada para medir frações de vazio de gás em escoamento gás-líquido. Resultados com alta resolução espacial e temporal foram reportados.

Prasser, Scholz e Zippe (2001) utilizaram esta técnica no estudo de escoamento gás-líquido e investigaram o efeito intrusivo do sensor através de uma câmera de alta velocidade. Uma comparação com imagens obtidas através da câmera indica uma fragmentação significativa das bolhas a jusante do sensor. No entanto, foi observado também que o sinal medido imediatamente a montante da perturbação causada pelo sensor representa fidedignamente as características do escoamento.

Comparações entre o sensor *wire-mesh* e tomografia de raios-X foram estudadas em escoamento ar-água com o objetivo de analisar mais uma vez o efeito intrusivo do sensor (PRASSER; MISAWA; TISEANU, 2005). O estudo revela que as frações de vazio de ar medidas com ambos os métodos mostram uma boa concordância. A resolução temporal e espacial obtida com o sensor *wire-mesh* é maior, enquanto que a tomografia de raios-X tem a vantagem de ser uma técnica não intrusiva. A última também não consegue reproduzir pequenas bolhas, que são claramente visualizadas e quantificadas pelo sensor *wire-mesh*.

Pietruske e Prasser (2007) construíram sensores para o estudo de escoamento gás-líquido a altas condições de pressão e temperatura. Os sensores suportam pressões e temperaturas de até 7 MPa e 286 °C, respectivamente.

Prasser *et al.* (2007) estudaram e compararam a estrutura de escoamentos ar-água e vapor de água-água através do sensor *wire-mesh*. A influência da pressão sobre algumas propriedades físicas tal como tamanho de bolha e perfis de velocidade de gás foram investigadas pela primeira vez.

Hoje sensores podem ser concebidos com até 64×64 fios com diâmetros abaixo de 0,05 mm, em diferentes geometrias e parâmetros de funcionamento.

O sensor *wire-mesh* baseado em medidas de condutividade citado até o momento é adequado apenas no estudo de escoamentos onde uma das fases é um meio condutor de eletricidade, geralmente com uma condutividade elétrica de pelo menos $0,5 \mu S / cm$. Portanto, este tipo de sensor tem sido utilizado basicamente no estudo de escoamento gás-líquido.

Na indústria química, principalmente na indústria de petróleo, escoamentos multifásicos envolvendo fases líquidas não condutivas, como óleo ou líquidos orgânicos, são muito comuns. Para o estudo deste tipo de escoamento, um novo sensor baseado em medidas de permissividade (capacitância), no lugar de medidas de condutividade elétrica, foi desenvolvido (SILVA; SCHLEICHER; HAMPEL, 2007). Este sensor pode ser utilizado para medir a distribuição das frações volumétricas das fases na seção transversal de um tubo discriminando fluidos com diferente permissividade (constante dielétrica), mesmo com valores de permissividade muito próximos, como por exemplo, ar e óleo (SILVA, 2008).

Silva, Schleicher e Hampel (2007a) desenvolveram um protótipo com dois planos de 16 fios cada um. O sensor com resolução no tempo de 625 frames por segundo foi usado no estudo de um escoamento bolhas com óleo de silicone e água. Boa reprodutibilidade e precisão foram observadas ao avaliar as medidas de capacitância do sensor. Isto indica uma possível aplicação do sensor no estudo de diversas substâncias e tipos de escoamento.

Em seguida, será feita uma descrição do funcionamento dos protótipos do sensor *wire-mesh* de capacitância desenvolvidos por Silva (2008). Dois protótipos do sensor foram desenvolvidos e usados para a verificação experimental da capacitância elétrica. (Figura 2.5) Um deles está constituído por dois planos ou malhas de 16 fios de aço inoxidável de 0,12 mm de diâmetro, 3,12 mm de separação entre os fios e 1,5 mm de distancia axial entre os planos. Os fios são montados em uma moldura retangular de acrílico, que em si é parte de um duto de seção retangular. O segundo sensor está constituído por dois planos de 24 fios de 0,12 mm de diâmetro, uniformemente distribuídos ao longo de um diâmetro de 67 mm. A separação entre os planos é de 1,5 mm. O sensor é inserido em um flange de acrílico, que permite a sua instalação em um circuito de escoamento ou tubulação.

Figura 2.5 Protótipos do sensor *wire-mesh* de capacitância desenvolvidos por Silva (2008).

O princípio de funcionamento do sistema eletrônico é semelhante ao do sensor condutivo (PRASSER; BÖTTGER; ZSCHAU, 1998). No entanto, enquanto o sensor de condutividade é excitado através de uma tensão bipolar e a corrente é medida com um circuito dc, o sensor de capacitância utiliza um circuito de corrente alternada ac. A Figura 2.6, mostra o diagrama esquemático da eletrônica para um sensor de configuração 4×4.

Para realizar uma medição local da fração das fases independente em cada ponto de cruzamento, ou seja, para suprimir a interferência entre as sub-regiões, o seguinte sistema de excitação é empregado (Figura 2.7) Os eletrodos transmissores são ativados consecutivamente, mantendo todos os outros aterrados. Todas as correntes que fluem a partir dos eletrodos transmissores para os receptores no outro plano são medidas em paralelo. Dado que os eletrodos receptores também estão conectados ao terra, o campo elétrico está concentrado ao longo do fio transmissor ativo. Assim, a corrente medida em um dos fios receptores é proporcional à capacitância (permissividade) da fase ou fluido em torno ao ponto de cruzamento. Uma descrição detalhada do funcionamento e eletrônica do sensor *wire-mesh* baseado em medidas de permissividade, pode ser vista em Silva (2008).

Figura 2.6 Diagrama esquemático da eletrônica de um sensor *wire-mesh* de capacitância com configuração 4x4; Silva (2008).

Figura 2.7 Esquema de excitação do sensor *wire-mesh*; Silva (2008).

2.5 Medida de permissividade.

O circuito eletrônico foi otimizado para medição só de capacitância. A Figura 2.8, mostra um circuito equivalente para medida de capacitância para um ponto de cruzamento, onde V_i é a tensão de excitação senoidal, C_x representa a capacitância no ponto de cruzamento a ser medido, C_f e R_f representam a rede de realimentação. C_{s1} e C_{s2} representam capacitâncias parasitas causadas, por exemplo, pelos cabos utilizados para conectar o circuito ao sensor.

Figura 2.8 Circuito equivalente para medida de capacitância em um ponto de cruzamento; Silva (2008).

Assumindo que o amplificador operacional (*opamp*) é ideal e a resistência interna do interruptor analógico é zero, a tensão de saída V_o é definida como:

$$V_o = -V_i \left(\frac{j\omega C_x R_f}{1 + j\omega C_f R_f} \right) \quad (2.18)$$

Onde $\omega = 2\pi F$, é a frequência angular da tensão de excitação, R_f e C_f são as constantes do detector logarítmico, F a frequência utilizada para as medições, e V_i a tensão de entrada.

Se a frequência de operação é escolhida de modo que $\omega R_f C_f \gg 1$ a Equação 2.18 é simplificada:

$$V_o = -V_i \frac{C_x}{C_f} \quad (2.19)$$

Para a rede de realimentação, $R_f = 1M$ e $C_f = 1pF$ foram empregados, e uma frequência de excitação de 5 MHz foi escolhida. Desta forma, $\omega R_f C_f = 31$ e a Equação 2.19 é uma boa aproximação. No entanto, a Equação 2.18 também pode ser usada se valores mais precisos são necessários. A tensão alternada sinusoidal V_o deve ser demodulada para que possa ser digitalizada. Um detector logarítmico é utilizado para a demodulação do sinal. Assim, a tensão de saída é dada por:

$$V_{\log} = V_a \ln \left(\frac{V_o}{V_b} \right) \quad (2.20)$$

Onde V_a e V_b são constantes do circuito integrado.

A capacitancia, C_x é proporcional a permissividade, k , em cada ponto de cruzamento, e pode ser dada pela expressão:

$$C_x = k \cdot k_v \cdot G \quad (2.21)$$

Sendo k_v , a permissividade relativa do vácuo ($k_v = 8,85 pF / m$) e G um fator geométrico.

Assim, substituindo a Equação 2.19 e a Equação 2.21 na Equação 2.20, tem-se uma relação entre a voltagem adquirida e a permissividade :

$$V_{\log} = a \cdot \ln(k) + b \quad (2.22)$$

Onde a e b são constantes relacionadas à geometria da eletrônica. A tensão adquirida, $V_{\log}$, em todos os pontos de cruzamento é organizada em uma matriz $N_x \times N_y \times N_t$, onde N_x and N_y representam o número de eletrodos transmissores e receptores e N_t o número de aquisições.

Devido a diferenças nas características elétricas dos componentes individuais, há uma variação intrínseca considerável nos valores medidos de cada ponto de cruzamento. Para compensar esta variação uma rotina de calibração, que será descrita a seguir, é necessária. Primeiramente, medidas são feitas com a substância de menor permissividade, k_L , cobrindo toda a seção sensor e gerando uma matriz de dados de tensão de referência:

$$V^L(i, j) = \frac{1}{N_t} \sum_{n=0}^{N_t-1} V_{\log}(i, j, n) \quad (2.23)$$

Sendo esta uma média no tempo das medidas de tensão em cada ponto, onde i e j indicam a localização do ponto, n o índice temporal de amostragem. O procedimento é repetido então com a seção transversal inteira do sensor coberta com a outra substância de maior permissividade, k_H , que gera outra matriz de dados de tensão de referência, V^H .

Desta forma, aplicando a Equação 2.22 para ambas as matrizes de dados de voltagem, V^H e V^L e os valores de permissividade, k_H e k_L , respectivamente, é possível calcular as constantes a e b para cada ponto:

$$a(i, j) = \frac{V^H(i, j) - V^L(i, j)}{\ln(k_H) - \ln(k_L)} \quad (2.24)$$

$$b(i, j) = \frac{V^L(i, j) \ln(k_H) - V^H(i, j) \ln(k_L)}{\ln(k_H) - \ln(k_L)} \quad (2.25)$$

Finalmente, invertendo a Equação 2.22, calcula-se a permissividade em cada ponto de cruzamento:

$$k(i, j, n) = \exp \left[\frac{V_{\log}(i, j, n) - b(i, j)}{a(i, j)} \right] \quad (2.26)$$

Para a determinação da fração das fases em cada ponto de cruzamento, uma relação entre permissividade e fração é assumida. Modelos de permissividade são aplicados (MCKEEN; PUGSLEY, 2002). Um processamento adicional dos valores de fração em cada ponto pode ser realizado para a obtenção de médias na seção transversal do tubo e o cálculo de *holdup*. Tais algoritmos serão descritos mais adiante no texto.

Capítulo 3 Trabalho Experimental

Neste capítulo será apresentado o trabalho realizado no Laboratório de Engenharia Térmica e Fluidos (NETeF) da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, (EESC-USP). Será descrito o circuito experimental, assim como os equipamentos, instalações, a rotina para obtenção de dados, calibrações da instrumentação e o método de tratamento dos dados.

Através dos dados experimentais coletados foi primeiramente detectada a faixa de ocorrência do fenômeno de redução de atrito. Um novo sensor baseado em medidas de capacitância (permissividade) foi utilizado para a medição da fração volumétrica *in situ* das fases ou *holdup*, distribuições de fração das fases e obtenção de imagens tomográficas. Os resultados foram comparados com imagens do escoamento obtidas através de uma câmera filmadora digital de alta velocidade e com os valores de fração volumétrica *in situ* determinados a partir da técnica da válvula de fechamento rápido. Isto com o intuito de validar a aplicação do sensor *wire-mesh* no estudo de escoamentos óleo-água com óleo viscoso. O uso deste tipo de sensor, junto com as filmagens com a câmera e a aplicação da técnica da válvula de fechamento rápido facilitou o estudo e caracterização do escoamento, identificação de padrões e ajudou na compreensão do fenômeno físico da redução de atrito em dispersões óleo-água.

Para a obtenção dos dados experimentais foram utilizadas as facilidades do circuito experimental multifásico existente no Laboratório de Engenharia Térmica e Fluidos (NETeF-EESC-USP). Algumas modificações foram realizadas no circuito. Tais modificações foram compreendidas no projeto de instalação do sensor *wire-mesh* e a montagem de um sistema de visualização e filmagem do escoamento no “Loop” ou Circuito multifásico do NETeF-EESC-USP.

O circuito multifásico do NETeF dispõe em suas instalações de uma tubulação horizontal em vidro borosilicato de sódio de 12 metros de comprimento e 26 mm de diâmetro, projetada para gerar diversos tipos de padrões de escoamento do tipo gás-líquido, líquido-líquido ou gás-líquido-líquido, contendo água, ar e óleo. Os componentes básicos utilizados do circuito são:

- Compressor;

- Separador de água e óleo, com capacidade de 2200 litros;
- Bombas para óleo e água;
- Transdutores de pressão diferencial;
- Medidores de vazão de óleo e água;
-
- Válvulas solenóides para corte e desvio rápido de fluxo;
- Linha auxiliar de *by pass*;
- Dispositivos de segurança para calibração e controle dos instrumentos de medida (válvulas, sensores, etc.);

Os fluidos de teste utilizados nos experimentos foram óleo mineral com viscosidade 100 mPa.s e densidade 860 kg/m^3 e água. Os valores de densidade e viscosidade adotados para a água foram 1000 kg/m^3 e 1 mPa.s, respectivamente. A Figura 3.1, apresenta o esquema do circuito experimental e a Figura 3.2, uma fotografia do mesmo.

3.1 Sistema de suprimento de ar.

Um compressor Worthington de 60 CV centrífugo, do tipo parafuso, é responsável pelo suprimento de ar para o sistema, como mostra a Figura 3.3a. Operando com uma velocidade de até 40 m/s e pressão de saída de 700 kPa, o compressor alimenta um reservatório de ar que equaliza a variação de pressão do sistema, evitando assim variações de pressão inconvenientes para testes em regime permanente. O ar ao sair do compressor é refrigerado por três torres de resfriamento (Figura 3.3b), seguindo por uma ramificação de três vias contendo uma válvula de controle pneumático em cada. Esse sistema de válvulas é responsável pelo controle pneumático da vazão de ar que chega às linhas de teste. O tanque acumulador mostrado na Figura 3.4, serve como “pulmão” do sistema, evitando uma eventual pulsação de ar, mantendo constante a pressão da linha.

Figura 3.1 Esquema do circuito experimental.

Figura 3.2 Fotografia do circuito experimental.

A principal função dessas válvulas é controlar a vazão de ar que alimenta a linha de teste. A quantidade de ar é medida através de medidores de vazão tipo placas de orifício ou medidor do tipo deslocamento positivo, que estão localizados a jusante. As três ramificações possuem vazões nominais de $14 \text{ m}^3/\text{h}$, $40 \text{ m}^3/\text{h}$ e $100 \text{ m}^3/\text{h}$, sendo possível através delas o ajuste fino da vazão do ar que entra no sistema.

(a)

(b)

Figura 3.3 (a) Compressor; (b) Torres de resfriamento de ar.

Figura 3.4 Tanque acumulador de ar.

3.2 Sistemas de suprimento de água é óleo.

A água e o óleo mineral ficam estocados separadamente em reservatórios ou tanques de armazenamento de polipropileno, e são bombeados para a linha através de bombas helicoidais do tipo parafuso, acionadas remotamente por inversores de frequência de 12KW (Figura 3.5). Geralmente, utiliza-se bomba centrífuga para água. No entanto, dependendo das condições do escoamento bifásico, esse tipo de bomba causava refluxo, gerando muita variação nos sinais de saída de vazão, o que dificultava o controle. A fim de se minimizar a oscilação desses sinais e se otimizar o controle de vazão de água, optou-se por utilizar, assim como para o óleo, uma bomba de deslocamento positivo helicoidal do tipo parafuso. Dessa maneira, em princípio, as bombas mandam uma vazão constante do fluido, independentemente da pressão da linha. Logo, diminui-se a oscilação dos sinais de vazão de água. Para o bombeamento de água foi utilizada então uma bomba helicoidal do tipo parafuso da marca Weatherford com potência de acionamento de 15 CV e potência absorvida de 10 CV, contando com um coeficiente de segurança; e para o de óleo uma bomba helicoidal do tipo parafuso também da marca Weatherford modelo 2WHT 53/F, com potência de 10 CV.

Figura 3.5 Inversores de frequência.

As medidas das vazões de água e óleo são realizadas a montante da seção de teste através de medidores instalados na linha, que serão descritos mais adiante. A Figura 3.6, mostra acima e abaixo as bombas helicoidais de óleo e água utilizadas, respectivamente.

Óleo e água são bombeados então desde os tanques de armazenamento passando por tubulações em PVC até atingir a linha de teste em vidro. Após a linha a mistura de água e óleo passa por um tanque separador do tipo placas coalescentes. Uma vez separados os líquidos, cada um segue para o reservatório respectivo por gravidade. Tanto os inversores de frequência quanto a rotação do motor da bomba são controlados manualmente ou remotamente por um programa em plataforma LabView ® a través do protocolo CAM de comunicação.

Figura 3.6 Bombas helicoidais de alimentação de água e óleo.

3.3 Separador de água e óleo.

Um separador de água e óleo de placas coalescentes foi projetado para otimizar o funcionamento do sistema no que diz respeito à separação de líquidos. A capacidade do mesmo é de 2200 litros. O revestimento interno das placas é feito com uma resina especial a base de poliéster para melhorar sua afinidade com a água e repulsão ao óleo em uma das faces (face hidrofílica e oleofóbica). Fenômeno recíproco deve ocorrer na face oposta da mesma (face hidrofóbica e oleofílica), esta em PVC. Assim, ele pode operar com misturas de óleo em água e também com misturas de água em óleo. O separador está dividido em três câmaras, como pode ser observado no diagrama esquemático da Figura 3.7. A primeira, na entrada, possui quatro chicanas para regularizar o escoamento da mistura antes deste chegar até as placas separadoras. Na segunda câmara, onde ocorre efetivamente a separação, encontram-se as placas corrugadas que realizam a separação dos fluidos. O princípio de separação consiste em facilitar a aglutinação ou coalescência das gotas de água ou óleo que se encontram misturadas em uma dispersão homogênea, formando gotas cada vez maiores e aumentando assim sua velocidade de ascensão ou descenso, conforme a lei de Stokes. Estas bolhas se separam naturalmente devido à diferença de densidade entre os fluidos. A seguir, a terceira câmara serve apenas para armazenar os volumes de água e óleo, que retornam por gravidade para os tanques de armazenamento respectivos. A Figura 3.8, mostra o separador de placas coalescentes.

Figura 3.7 Diagrama Esquemático do Separador de Placas Coalescentes.

Figura 3.8 Separador de água e óleo do tipo placas coalescentes.

3.4 Medidores de vazão.

Com o intuito de varrer toda a faixa de ocorrência do fenômeno de redução de atrito, ou seja, atingir vazões altas o suficiente para gerar o padrão disperso, alguns medidores novos foram instalados na linha principal. Para instalá-los na linha foram construídos sistemas “by pass”, que consistem em desvios da linha principal para que o escoamento passe pelo medidor apenas quando desejado.

A maioria dos medidores que foram comprados veio com uma calibração de fábrica, ou seja, já vieram com um fator de conversão pulso para volume. Entretanto, todas as calibrações de fábrica foram verificadas através da técnica gravimétrica (balança e cronômetro) para garantir que o erro de medição fosse bastante pequeno. Para tal, a vazão lida pelo medidor foi comparada com a vazão “real”, dada pela razão entre a quantidade de volume, deduzida através da leitura da balança, e o tempo marcado pelo cronômetro. Para a mesma vazão “real” fixa, foi feita uma média com três testes para se avaliar o erro da técnica gravimétrica e, por fim, comparar com a vazão lida pelo medidor.

A calibração e instalação dos medidores foi feita com a ajuda dos alunos de iniciação científica Thiago Freitas Albieri, Bernardo Bergantini Botamede e Cinthia Politi Blanco.

3.4.1 Medidores de vazão de água.

Existia no laboratório um medidor de engrenagens para baixas vazões de água (modelo OGT da Oval) que lia uma faixa de 1 a 35 l/min., o que é equivalente a uma faixa de velocidades superficiais de 0.031 a 1.1 m/s. Tal faixa de velocidades não seria suficiente para varrer a região de interesse. Era necessário que a velocidade superficial de água variasse dentro de uma faixa de 1-3 m/s. Foi adquirido, então, um novo medidor para altas vazões de água (Modelo EX-DELTA VXW1050 da Oval), capaz de ler uma faixa de 33.33 a 1316.667 l/min. que é equivalente a uma faixa de velocidades superficiais de 1.05 a 41 m/s. Na Figura 3.9a e b podem ser observados os medidores de água de alta e de baixa vazão, respectivamente.

Figura 3.9 (a) Medidor tipo vórtex EX-DELTA para altas vazões de água; (b) Medidor Oval de engrenagens para baixas vazões de água.

O medidor EX-DELTA funciona pelo princípio do vórtex de Von Karman, ou seja, exige que exista um comprimento de desenvolvimento antes e depois do medidor para a instalação de válvulas, cotovelo e conexões. Conforme previsto em seu catálogo, a distância mínima para instalação do cotovelo é de 46 polegadas e, para a válvula esférica, de 30 polegadas.

O resultado obtido com a técnica gravimétrica foi bastante satisfatório, pois a vazão lida pelo medidor apresentou diferenças de no máximo 1% em comparação à vazão “real”. O

medidor para baixas vazões OGT já existente no laboratório, também foi recalibrado, tendo seu fator de conversão pulso-volume reajustado através da técnica gravimétrica.

3.4.2 Medidores de vazão de óleo.

Existia no NETeF um medidor de engrenagens para altas vazões de óleo (FLOWPET-EG LS5576, Oval), com uma faixa de medição de 6,67 a 233,3 l/min equivalente a uma faixa de velocidades superficiais de 0.21-7.3 m/s . Foi adquirido, então, um novo medidor para baixas vazões de óleo (FLOWPET-EG LS5376, Oval), capaz de ler uma faixa de 2,5 a 106, 7 l/min equivalente a 0.078-3.35 m/s. Este último também funciona pelo princípio de engrenagens, ou seja, é de deslocamento positivo. Dessa forma, não existe um comprimento mínimo para se colocar válvulas, cotovelos e conexões.

O resultado da verificação das calibrações a partir da técnica volumétrica foi semelhante à obtida para os medidores de vazão de água. A vazão medida por ambos os medidores apresentou diferenças de, no máximo, 1% em comparação à vazão “real”. A Figura 3.10a e b, mostra os medidores de óleo para altas e baixas vazões, respectivamente.

Figura 3.10 Medidores de engrenagens para vazão de óleo. (a) Baixas vazões; (b) Altas vazões.

Todos os medidores têm um sinal de saída que é adquirido, tratado e convertido em sinal de vazão através de um sistema de aquisição de dados que integra um programa desenvolvido na plataforma LabView e uma placa de aquisição modelo SCB-100 da *National Instruments*®. A mesma tem uma velocidade de 200 kHz e uma resolução de medida de 4096 pontos ou 12 bits, podendo ser amplificada em até 50 vezes. Possui 24 portas digitais, 8

entradas diferenciais e 2 saídas analógicas. As portas digitais foram utilizadas somente para o acionamento das válvulas de fechamento rápido e as entradas diferenciais analógicas foram utilizadas para ligar toda a instrumentação. Os atuadores que controlam as vazões de água, ar e óleo são acionados via sistema CAN de baixa frequência. Na Figura 3.11, pode ser observada a estação de trabalho remoto composta por um microcomputador e a placa de aquisição, PXI, da *National Instruments*®.

Figura 3.11 Estação de trabalho remoto

3.5 Transdutores de pressão.

Um dos objetivos deste trabalho é obter a queda de pressão por fricção do escoamento disperso óleo-água e do escoamento monofásico de água equivalente. Por tanto, se fez necessário o uso de um transdutor de pressão diferencial SMAR LD301 com uma faixa de medição de 4.16 a 500 mbar (Figura 3.12). A calibração do transdutor foi feita a partir de uma coluna de mercúrio gerando uma curva de calibração (Figura 3.13).

Figura 3.12 Transdutor de pressão diferencial da SMAR.

Figura 3.13 Curva de calibração do transdutor de pressão diferencial.

3.6 Organização do trabalho experimental.

O foco principal deste trabalho é o estudo da redução de atrito em dispersões óleo-água, sendo a água a fase continua. Portanto, a malha de pontos deveria basear-se na região da

carta de fluxo onde prevalece o padrão de interesse. A carta de fluxo para escoamento óleo-água, com um óleo de viscosidade 100 mPa.s e densidade 860 kg/m³ e para uma tubulação de 26 mm de diâmetro pode ser observada na Figura 3.14. Ela foi gerada através de um programa em FORTRAN (RODRIGUEZ; OLIEMANS, 2006), onde foi implementada a modelagem proposta por Trallero (1995). Após a obtenção de alguns dados experimentais e uma análise inicial do trabalho a ser realizado escolheu-se uma malha com velocidades de água entre 0.6-3 m/s e de óleo entre 0.2-1.9 m/s. Ao todo foram coletados 64 pontos experimentais (Figura 3.14). A malha completa foi utilizada para a obtenção dos dados de queda de pressão. Dentre essa malha de pontos uma submalha foi usada para aquisição do sinal do sensor *wire-mesh*, obtenção das imagens com a câmera de alta resolução e medida da fração volumétrica *in situ* de óleo com a técnica da válvula de fechamento rápido (pontos representados por triângulo na Figura 3.14).

Figura 3.14 Carta de escoamento para água-óleo na horizontal gerada para as condições de teste. ST – Estratificado suave, ST & MI – Estratificado com mistura na interface, w/o – Dispersão de água em óleo, Do/w & w – Dispersão de óleo em água e água, Do/w & Dw/o – Dispersão de óleo em água e água em óleo, o/w – Dispersão de óleo em água.

3.7 Medida da queda de pressão por fricção em escoamento disperso horizontal

O principal objetivo deste trabalho é verificar a ocorrência do fenômeno de redução de atrito em dispersões óleo em água. O critério utilizado para a identificação do fenômeno foi a normalização do gradiente de pressão por fricção bifásico óleo-água, $(dp/dx)_m$, em relação ao monofásico de água escoando à mesma velocidade da mistura, $(dp/dx)_w$. Sendo então a razão entre eles, $(dp/dx)_m / (dp/dx)_w$, definida como fator DRP. Portanto, a verificação da existência da redução de atrito ocorre quando:

$$\text{DRP} = \frac{\left(\frac{dp}{dx}\right)_m}{\left(\frac{dp}{dx}\right)_w} < 1 \quad (3.1)$$

Para a medição da queda de pressão do escoamento foi utilizado o transdutor de pressão diferencial da SMAR previamente calibrado. Para conectar o transdutor à linha foram usadas duas mangueiras e duas tomadas que foram instaladas na seção de teste, uma a 2.8 m do início da seção de teste e outra a 6.1 m da primeira tomada. Antes de iniciar as medições uma verificação da calibração do transdutor foi realizada escoando apenas água na tubulação e comparando a queda de pressão fornecida pelo tradutor com a queda de pressão calculada pela conhecida equação de Darcy para alguns pontos. A Figura 3.15, apresenta a curva teórica e os pontos experimentais. O desvio dos pontos experimentais em relação à curva teórica não ultrapassou os 10%, o que foi considerado razoável.

Após a verificação, a coleta dos dados de queda de pressão bifásica foi realizada primeiramente. Para cada ponto da malha de teste escolhida, onde cada ponto refere-se a um par de vazões de água e óleo especificado, foi realizado o seguinte procedimento: As vazões de óleo e água eram estabelecidas, após um breve transiente, que compreendia a estabilização do padrão de escoamento, era medida a queda de pressão bifásica. Para a coleta de dados de queda de pressão monofásica foi realizado o mesmo procedimento. Neste caso a vazão de água em cada ponto foi obtida somando a vazão de água e óleo correspondente. Isto para uma posterior comparação entre o gradiente de pressão bifásico e monofásico de água equivalente, com o objetivo de detectar o fenômeno de redução de atrito.

Figura 3.15 Curva teórica para queda de pressão por fricção para escoamento de água e os pontos obtidos através do transdutor de pressão calibrado.

3.8 Experimentos com o sensor *wire-mesh*

Um protótipo do sensor *wire-mesh* baseado em medidas de capacitância (permissividade) foi utilizado para caracterizar o escoamento disperso. Os experimentos foram realizados no Laboratório de Engenharia Térmica e Fluidos (NETeF). O protótipo utilizado, desenvolvido na Alemanha no Centro de Pesquisa de Dresden- Rossendorf, consiste em duas lâminas de oito fios de 0,12 mm de diâmetro cada. As lâminas são separadas entre si por 1 mm e os fios de cada lâmina estão separadas por uma distancia de 3 mm. Na Figura 3.16, pode ser observado o protótipo usado nos experimentos.

Figura 3.16 Sensor *wire-mesh* (configuração 8x8) utilizado nos experimentos.

Como primeira medida, foi realizada a devida instalação do sensor na linha de teste do circuito experimental. Iniciamos o projeto de instalação fabricando os flanges para fixação do sensor na linha. Os flanges se consistem em duas peças acrílicas e duas peças de PVC, cujo objetivo é prensar a sonda. As peças em acrílico e PVC, que compõe uma metade do flange, podem ser observadas na Figura 3.17. As peças em acrílico possibilitam a visualização do escoamento e a detecção de uma possível influência da sonda no escoamento bifásico. As peças em PVC fazem a conexão final do flange com a tubulação, além do aperto que propicia a vedação das junções. Alguns detalhes da montagem podem ser vistos na Figura 3.18, onde observamos que a flange sofrerá o aperto por três parafusos e que a vedação será feita por orings. Para evitar riscos na seção de visualização em acrílico, foi colocada uma fita transparente. Finalmente, o sensor foi instalado a 10,3 m a jusante do início da seção de teste.

Figura 3.17 Peças em acrílico e PVC utilizadas para fabricação da flange.

Figura 3.18 Detalhes da montagem da flange.

O próximo passo foi a instalação de um sistema de filmagem e visualização do escoamento. Um suporte em aço foi projetado para permanecer fixo na estrutura da “gangorra”, mantendo assim sempre a mesma posição indiferente da angulação da linha em relação à gangorra. Além disso, foi necessária também a construção de um sistema de iluminação para garantir a captura de imagens nítidas do escoamento. A iluminação foi realizada com o auxílio de quatro placas contendo cada uma 46 leds brancos de alto brilho (15000 milicandelas/led), que aliaram baixo custo e uma temperatura relativamente baixa para evitar o aquecimento do acrílico. As placas foram colocadas na parte traseira e inferior da seção e foram utilizadas folhas de papel vegetal e sulfite entre as placas e o acrílico para produzir uma iluminação difusa e eficiente. O sensor devidamente instalado na seção de teste e a seção de visualização do escoamento podem ser observados na Figura 3.19.

Figura 3.19 Sensor *wire-mesh* instalado na linha de teste e seção de visualização do escoamento.

Após a instalação do sensor e do sistema de visualização e filmagem na linha de teste, a eletrônica da sonda foi instalada. Esta última foi desenvolvida e fabricada no Centro de Pesquisa de Dresden-Rossendorf, na Alemanha. Para cada ponto da submalha de teste escolhida, onde cada ponto refere-se a um par de vazões de água e óleo especificado, foi realizado o seguinte procedimento: Primeiro, as vazões de óleo e água eram estabelecidas. Após um breve transiente, que compreendia a estabilização do padrão de escoamento, eram feitas em sincronia: a medida da queda de pressão, a filmagem com a câmera digital de alta resolução a uma taxa de 2000 frames por segundo e a aquisição do sinal do sensor *wire-mesh* a uma taxa de aquisição de 500 frames por segundo.

3.9 Medição da fração volumétrica *in situ* de óleo através da técnica das válvulas de fechamento rápido.

Frações volumétricas *in situ* foram medidas através da técnica das válvulas de fechamento rápido. Os resultados foram utilizados para uma posterior comparação com os valores de fração volumétrica obtidos com o sensor *wire-mesh*, com o fim de validar a utilização do sensor no estudo de escoamentos óleo viscoso-água. Por tanto, foram utilizados os pontos experimentais da submalha definida na seção 3.6 para a medição da fração volumétrica. Essas medições foram feitas *a posteriori*, ou seja, as mesmas condições de vazão e queda de pressão foram impostas para gerar assim o mesmo escoamento observado nos testes anteriores.

Um sistema de *by pass* já instalado na linha viabilizou a aplicação da técnica para medição de fração volumétrica *in situ* de óleo. A Figura 3.20, mostra o esquema da tubulação *by pass*. Em um escoamento em regime permanente indo da direita para a esquerda na seção de teste observada na Figura 3.20, as válvulas solenóides número V1 e V2 encontram-se abertas permitindo a passagem livre de fluido pela seção de teste. A válvula na linha auxiliar de *by pass* (V3) deve estar totalmente fechada, impedindo o desvio de fluido. Para isso, V3 deve ser mantida energizada, juntamente com a V2 que é normalmente fechada. Energizando V1 e desenergizando V2 e V3 simultaneamente, fechamos a linha de teste e abrimos a passagem para o *by pass*, fazendo com que todo o escoamento se desloque pela válvula V3. Deste modo é realizado o aprisionamento da mistura na linha de teste para um posterior esgotamento e medição da fração volumétrica. As válvulas se fecham em 0,1 segundo.

Figura 3.20 Esquema do sistema *By pass*.

O procedimento empregado para a medição de fração volumétrica *in situ* foi o seguinte: as vazões de água e óleo eram estabelecidas, após um breve transiente até a estabilização do padrão de escoamento, as válvulas de fechamento rápido V1 e V2 eram fechadas e o escoamento aprisionado. Em seguida, o esgotamento da linha era feito e os volumes de água e óleo eram medidos através de uma bureta de 2000 mL. O tempo de esgotamento para todos os testes foi de 30 minutos. A água por ser menos viscosa, é esgotada com mais facilidade e uma quantidade considerável do óleo presente é esgotado juntamente com a água. No entanto, um pequeno volume de óleo ainda permanecia no tubo, aderido à parede do mesmo depois do esgotamento. Tal erro foi suprimido supondo que após o período de esgotamento de 30 minutos, toda a diferença entre o volume total da linha conhecido (6400 mL) e o volume medido das fases era composto pelo óleo não esgotado, aderido às paredes do tubo. A medição das frações volumétricas foi realizada com a ajuda do aluno de mestrado Marcelo Souza de Castro. A incerteza experimental associada pode ser verificada no Apêndice A.2.

3.10 Tratamento dos dados do sensor *wire-mesh* (Centro de Pesquisa de Dresden-Rossendorf, Alemanha).¹

O passo seguinte foi o tratamento dos sinais obtidos com o sensor, a fim de determinar a fração volumétrica *in situ* de óleo, distribuição das fases na seção e imagens tomográficas. Tudo isto para caracterização do escoamento disperso e validação da aplicabilidade do sensor no estudo de escoamentos óleo-água com óleo viscoso mediante a comparação entre a fração volumétrica *in situ* de óleo obtida com o sensor e aquela medida através das válvulas de fechamento rápido.

Um estágio de dois meses na Alemanha, de 08/03/2009 até 10/05/2009, no Centro de Pesquisa de Dresden-Rossendorf, foi realizado para o tratamento e análise dos dados do sensor.

A metodologia empregada para o tratamento dos dados compreendeu primeiramente a escolha de um modelo de permissividade para o cálculo de fração volumétrica. Assim como foi visto na seção 2.5, a voltagem medida em cada ponto de cruzamento da malha de fios é proporcional à permissividade do fluido ao redor do ponto. Para o cálculo da fração local das fases é considerada *a priori* uma relação entre permissividade e fração, sendo necessária a aplicação de um modelo.

O passo seguinte foi a obtenção de distribuições das frações médias de óleo no tempo e/ou no espaço a partir das frações instantâneas locais de óleo dadas pelo sensor. Além disso, foram obtidas também imagens tomográficas da distribuição das fases na seção transversal do tubo. Para a obtenção das distribuições e imagens foram utilizados programas desenvolvidos no software Matlab. (Apêndice C).

¹ Trabalho realizado como estágio no Instituto de Pesquisa de Dresden-Rossendorf (Forschungszentrum, Institute of Safety Research) na Alemanha sob orientação do prof. Dr. Uwe Hampel e o Dr. Marco Jose da Silva.

3.10.1 Medições com o sensor *wire-mesh*.

O protótipo utilizado está formado por dois planos de oito fios cada. A voltagem é medida em cada um dos pontos de cruzamento entre os fios. Isto resulta em um numero de 64 pontos sensitivos, os quais estão igualmente distribuídos ao longo da seção transversal. Isto resulta em uma resolução espacial de 3 mm, a qual equivale a distância entre os fios de cada plano respectivo.

O sensor fornece uma sequência de distribuições bidimensionais de voltagem local instantânea, medidas em cada ponto de cruzamento. A voltagem medida é proporcional à permissividade do fluido ao redor do ponto. Frações de fase instantâneas locais são calculadas considerando uma relação entre fração e permissividade, como foi dito na seção 2.5. O resultado é uma matriz tridimensional de frações locais instantâneas $\varepsilon(i, j, n)$, na qual n indica o número de frames dentro de uma sequência de medições no tempo, t . Os índices i e j correspondem às coordenadas espaciais nas direções x e y da medição local num instante de tempo dado (PRASSER; KREPPER; LUCAS, 2002):

$$\begin{aligned} x &= i \cdot \Delta x + x_0 \\ y &= j \cdot \Delta y + y_0 \\ t &= n \cdot \Delta t = \frac{n}{F} \end{aligned} \tag{3.2}$$

Onde Δx e Δy representam a distância entre eletrodos (*electrode pitches*), equivalente à distancia entre fios em cada plano, sendo $\Delta x = \Delta y = 3mm$ para o protótipo utilizado neste estudo, F é a frequência de medição ($F = 500$ Hz) e x_0 e y_0 definem a origem do sistema de coordenadas. Cada valor de $\varepsilon(i, j, n)$ indica o quanto há (fração) da fase em um correspondente ponto da malha em um instante de tempo dado.

3.10.2 Modelo de permissividade.

Como já foi dito anteriormente a fração local das fases pode ser calculada considerando uma relação entre fração e permissividade a partir de um modelo.

Na busca de um critério para a escolha do modelo de permissividade, foram medidos os valores de permissividade de algumas misturas óleo-água. Isso numa tentativa de observar algum tipo de comportamento ou tendência entre a permissividade da mistura óleo-água e a fração de óleo e comparar com modelos da literatura.

Para tal fim foram preparadas misturas óleo-água com volume total de 50 mL, variando a concentração de óleo em uma faixa entre 5-90%. As misturas foram preparadas com o mesmo óleo de viscosidade 100 mPa.s utilizado nos experimentos realizados no NETeF. Com a ajuda de um misturador magnético e uma sonda de agulha de alta velocidade (DA SILVA; SCHLEICHER; HAMPEL, 2007b) foram medidas as permissividades das misturas. A velocidade do misturador magnético variou entre 850 e 1100 rpm. A sonda de agulha utilizada pode ser observada na Figura 3.21.

Figura 3.21 Sonda de agulha de alta velocidade para medida de permissividade; Silva, Schleicher e Hampel (2007b).

Existem vários modelos que relacionam a permissividade efetiva de uma mistura bifásica e a fração volumétrica das fases (MCKEEN; PUGSLEY, 2002 ; MAY *et al.*, 2009). Entre eles estão:

Maxwell e Wagner

$$k_m = k_o \frac{2k_o + k_w - 2\varepsilon_w (k_o - k_w)}{2k_o + k_w + \varepsilon_w (k_o - k_w)} \quad (3.3)$$

Bruggeman

$$\frac{k_m - k_w}{k_o - k_w} \left(\frac{k_o}{k_m} \right)^{1/3} = \varepsilon_o \quad (3.4)$$

Logarítmico

$$\ln(k_m) = \ln(k_o) \cdot \varepsilon_o + \ln(k_w) \cdot (1 - \varepsilon_o) \quad (3.5)$$

Séries

$$\frac{1}{k_m} = \frac{1}{k_o} \varepsilon_o + \frac{1}{k_w} (1 - \varepsilon_o) \quad (3.6)$$

Paralelo

$$k_m = k_o \cdot \varepsilon_o + k_w (1 - \varepsilon_o) \quad (3.7)$$

Onde k_m , k_o e k_w representam a permissividade relativa ou constante dielétrica da mistura, de óleo e água respectivamente, sendo $k_o = 2$ e $k_w = 80$, aproximadamente, e ε_o neste caso refere-se à fração local de óleo $\varepsilon_o(i, j, n)$. A permissividade da amostra de óleo do NETeF, k_o , foi calculada com a ajuda de um capacitor de placas paralelas operando a 100 kHz e verificada com o uso da sonda de alta velocidade de agulha.

Na Figura 3.22, tem-se a comparação entre os valores de permissividade das misturas óleo-água medidos experimentalmente e alguns modelos da literatura. Analisando a figura, nota-se que nenhum dos modelos da literatura usados se ajusta corretamente aos dados experimentais. Para altas frações de óleo os modelos, Logarítmico e Bruggeman, parecem ser os que melhor se ajustam aos dados. Entretanto, para baixas frações de óleo não é identificado um modelo que descreva a tendência dos pontos. Uma possível explicação para este fato é a natureza das dispersões empregadas para a medição de permissividade. Com o uso do misturador magnético foram obtidas para frações superiores a 40% emulsões estáveis na maioria dos casos. Para frações menores que 40% foram obtidas dispersões. No caso de uma emulsão, o tamanho das gotículas da fase dispersa é da ordem de microns. No escoamento disperso óleo-água gerado nos testes experimentais realizados no NETeF as gotículas de óleo

eram relativamente grandes, sendo possível, inclusive, a visualização da maioria delas através da filmagem feita com a câmera de alta velocidade. Isso nos levou a pensar que as dispersões utilizadas para medidas de permissividade, inclusive as que não formaram emulsão, não representavam apropriadamente o comportamento da dispersão óleo-água em questão nesta dissertação.

Figura 3.22 Comparação entre os valores de permissividade relativa da mistura obtidos experimentalmente para frações de óleo entre 5 e 90% e alguns modelos da literatura.

O passo seguinte foi o cálculo da fração volumétrica de óleo a partir dos dados medidos com o sensor *wire-mesh*. Com o fato de não ter encontrado o modelo que melhor descreve-se o comportamento da permissividade em função da fração volumétrica para dispersões óleo-água foram testados alguns modelos. Os valores de fração volumétrica *in situ* de óleo calculados a partir das medições com a sensor foram comparados com as frações volumétricas *in situ* de óleo medidas a partir da válvula de fechamento rápido. Os resultados mostraram que dois modelos se ajustam aos dados experimentais. O fato de interesse é que alguns pontos são descritos pelo modelo Logarítmico e os outros pelo modelo Séries de maneira satisfatória. Estes resultados serão discutidos no Capítulo 4.

3.10.3 Distribuições de fração de fase.

A partir da voltagem instantânea medida em cada ponto de cruzamento da malha é calculada a permissividade. Assim, a partir dos modelos de permissividade é possível calcular as frações locais e instantâneas e finalmente a fração volumétrica *in situ* de óleo. Como foi visto na seção anterior os modelos escolhidos para este cálculo são o modelo Logarítmico e o modelo Séries. A partir destes modelos é feito primeiramente o cálculo da fração local instantânea de óleo, $\varepsilon_o(i, j, n)$, ou seja, o valor instantâneo da fração de óleo em cada ponto de cruzamento da seção. A partir dessas frações locais instantâneas são obtidas as frações médias na seção e no tempo, distribuições radiais e cordais ao longo da seção, a fração volumétrica *in situ* e imagens tomográficas da distribuição das fases na seção. Na continuação será explicado em detalhe o procedimento para a obtenção das frações e distribuições das fases (PRASSER; KREPPER; LUCAS, 2002). As médias estão baseadas em coeficientes definidos como coeficientes de peso que denotam a contribuição da área de cada ponto de cruzamento em relação à área total da seção, A_{sensor} , considerada igual à área da seção transversal do tubo, A . Assim, na região central do sensor $a_{i,j} = \Delta x \cdot \Delta y / A_{\text{sensor}}$, enquanto que na periferia ou região próxima ao raio do sensor os coeficientes são menores porque deve ser considerado que certa parte da área correspondente ao ponto está fora da fronteira circular da seção transversal do sensor (Figura 3.23).

Figura 3.23 Coeficientes de peso, $a_{i,j}$, para o cálculo das frações médias de óleo na seção transversal, Prasser, Krepper e Lucas (2002).

A média no espaço da fração local instantânea de óleo na seção, $\varepsilon_o(i, j, n)$, é definida como:

$$\bar{\varepsilon}_o(n) = \varepsilon_o(t) = \sum_{i=1}^{i_{max}} \sum_{j=1}^{j_{max}} a(i, j) \cdot \varepsilon_o(i, j, n) \quad (3.8)$$

Onde i_{max} e j_{max} correspondem ao número total dos pontos de cruzamento entre fios nas duas direções (x e y), $a_{i,j}$ são os coeficientes de peso que indicam a contribuição da área do ponto em relação à área total, A_{sensor} .

A média no tempo da fração local instantânea de óleo para cada ponto de cruzamento, $\varepsilon_o(i, j, n)$, é definida como:

$$\bar{\varepsilon}_o(i, j) = \frac{1}{n_{max}} \sum_{n=1}^{n_{max}} \varepsilon_o(i, j, n) \quad (3.9)$$

Onde n_{max} é o número máximo de frames dentro da sequência temporal de medições.

A média total da fração de óleo, ou seja, a fração volumétrica *in situ* ou *holdup* de óleo é obtida fazendo-se uma média na seção e no tempo da fração local instantânea de óleo:

$$\varepsilon_o = \frac{1}{n_{max}} \cdot \sum_{i=1}^{i_{max}} \sum_{j=1}^{j_{max}} \sum_{n=1}^{n_{max}} a(i, j) \cdot \varepsilon_o(i, j, n) = \sum_{i=1}^{i_{max}} \sum_{j=1}^{j_{max}} a(i, j) \cdot \bar{\varepsilon}_o(i, j) \quad (3.10)$$

Na Figura 3.24, pode ser observada como um exemplo a distribuição no tempo da média na seção da fração local instantânea de óleo para os três padrões de escoamento disperso identificados neste trabalho: Dispersão de óleo em água homogênea (o/w H), Dispersão de óleo em água não homogênea (o/w NH) e Dispersão de óleo em água e água em óleo (Do/w & Dw/o). Ao realizar uma média no tempo desses valores tem-se a fração volumétrica *in situ* de óleo.

A Figura 3.25, apresenta a função densidade de probabilidade (PDF) como um exemplo, para os três padrões identificados neste trabalho. Os resultados mostram basicamente um único pico para a medida de *holdup* de óleo, o que é um resultado típico para escoamento disperso.

Figura 3.24 Distribuição no tempo da fração local instantânea de óleo média na seção para os três padrões de escoamento disperso observados.

Figura 3.25 Função densidade de probabilidade para a fração de óleo.

Os perfis radiais da fração são obtidos ponto a ponto dividindo o raio da seção em m intervalos com um passo igual a $\Delta r = (R_{\text{sensor}} / m_{\text{max}})$. Sendo m_{max} o número total de intervalos e calculando uma média da fração local instantânea sobre domínios em forma de anel

cobrindo em cada passo um intervalo radial a partir do centro do tubo igual a $(m-1/2) \cdot \Delta r \leq r \leq (m+1/2) \cdot \Delta r$. Onde $m \cdot \Delta r$ é o raio médio ponderado e m indica o número do anel. $a_{i,j,m}$ são os coeficientes de peso que denotam a contribuição da área de cada ponto de cruzamento no anel m , como pode ser observado na Figura 3.26. Assim, a média no tempo da fração local instantânea sobre o domínio em forma de anéis pode ser calculada:

$$\bar{\varepsilon}_{o,m} = \frac{1}{n_{max}} \sum_k \sum_i \sum_j a_{i,j,m} \cdot \varepsilon_{i,j,n} \quad (3.11)$$

Figura 3.26 Coeficientes de peso , $a_{i,j,m}$, para o cálculo das distribuições radiais da fração de óleo, Prasser, Krepper e Lucas (2002).

Além dos perfis médios na seção e os perfis radiais da fração de óleo, foram obtidos também perfis cordais na seção transversal na horizontal e vertical. O perfil cordal é obtido calculando médias espaciais e temporais da fração local instantânea sobre domínios verticais e horizontais ao longo da seção transversal. No caso do perfil cordal na horizontal a média é realizada ao longo de domínios verticais indo da esquerda para a direita ao longo da seção. Enquanto que para o perfil cordal na vertical a média é realizada ao longo de domínios horizontais indo da parte superior à parte inferior da seção. Este tipo de perfis fornece informações importantes acerca da distribuição das fases ao longo da seção.

Capítulo 4 Resultados Experimentais

Neste capítulo serão apresentados e discutidos os seguintes resultados experimentais: gradiente de pressão por fricção bifásico e monofásico de água escoando à mesma vazão da mistura, identificação de padrões de escoamento, fração volumétrica *in situ* obtida via válvula de fechamento rápido, via modelo homogêneo e via sensor *wire-mesh*. Além disso, serão apresentadas as distribuições de fração de óleo na seção transversal do tubo e imagens tomográficas obtidas via sensor *wire-mesh*.

4.1 Gradiente de pressão por fricção.

Os dados experimentais obtidos para o gradiente de pressão por fricção bifásico foram normalizados em relação ao gradiente de pressão por fricção monofásico de água escoando à vazão da mistura, $(dp/dx)_m / (dp/dx)_w$, razão definida como fator DRP. O fator DRP atua como um indicador da ocorrência do fenômeno de redução de atrito. Valores do fator DRP menores que a unidade indicam a ocorrência da redução de atrito. O fator DRP em função da velocidade superficial de óleo para velocidades superficiais de 1,0; 1,5; 2,0; 2,5 e 3,0 m/s é apresentado na Figura 4.1. Percebe-se que para velocidades superficiais de água entre 1,0 e 2,5 m/s os valores do fator DRP são menores que a unidade, indicando a ocorrência do fenômeno. Para a velocidade de água de 1,0 m/s foi observada uma faixa de redução do gradiente de fricção bifásico em relação ao monofásico de água entre 8-25%, para 1,5 m/s de água, entre 6,8 e 14%, para 2,0 m/s entre 6,4 e 8,3%, para 2,5 m/s entre 4,1-8%. Enquanto que para a velocidade mais alta de água (3,0 m/s) o fenômeno não foi observado. Os resultados obtidos para velocidades de água variando entre 1,0 - 2,5 m/s e para baixas e moderadas velocidades de óleo, indicam uma redução significativa do gradiente de pressão bifásico em relação ao monofásico. Analisando a Figura 4.1 nota-se também que não há uma significativa variação do fator DRP com a variação da velocidade superficial de óleo. A partir da incerteza na medição da queda de pressão bifásica e monofásica foi calculada a incerteza no cálculo do fator DRP, obtendo-se assim a faixa de incerteza entre $\pm 0,29\%$ e $\pm 2,14\%$ (Apêndice A.3).

A redução de atrito aqui observada em dispersões óleo em água concorda com resultados observados por Rodriguez (2005) e Angeli e Hewitt (1998). Embora, neste último, o fenômeno tenha sido observado com mais intensidade em dispersões água em óleo.

Figura 4.1 Gradiente de pressão por fricção normalizado em função da velocidade superficial de óleo para diferentes velocidades superficiais de água.

4.2 Viscosidade da mistura.

A viscosidade da mistura foi obtida a partir do modelo homogêneo, como proposto por Guet *et al.* (2006). O fator de atrito bifásico é dado pela expressão de Darcy:

$$f_m = \left(\frac{dP}{dx} \right)_m \frac{2D}{\rho_m U_m^2} \quad (4.1)$$

Onde U_m e ρ_m são obtidos através das Equações 2.9 e 2.14 e $(dP/dx)_m$ é o gradiente de pressão por fricção bifásico medido experimentalmente.

O fator de atrito da mistura, f_m , é relacionado ao número de Reynolds da mistura, Re_m , pela correlação de Blasius para tubos lisos (WALLIS, 1969):

$$f_m = 0,312 Re_m^{-0,25} \quad (4.2)$$

Onde:

$$Re_m = \frac{\rho_m U_m D}{\mu_m} \quad (4.3)$$

Assim, substituindo a Equação 4.3 na Equação 4.2 e substituindo posteriormente a Equação 4.2 em 4.1 é possível obter a viscosidade da mistura em função do gradiente de pressão por fricção bifásico medido experimentalmente, a partir da seguinte expressão:

$$\mu_m = 1596,41 \frac{D^5}{U_m^7 \rho_m^3} \left(\frac{dP}{dx} \right)_m^4 \quad (4.4)$$

Na Figura 4.2, podem ser observados os valores da viscosidade da mistura calculados com a Equação 4.4 em função da fração de injeção de água, C_w , variando entre 30-80% (note que, nos extremos, foram inseridos os valores da viscosidade do óleo e da água para comparações).

Figura 4.2 Viscosidade da mistura em função da fração de injeção de água.

Analisando a figura, tem-se que, em geral, para todas as frações de água a viscosidade da mistura apresenta valores bem próximos aos da viscosidade da água (0,001 mPa.s). Para frações de injeção de água entre 30% e 50% são obtidos valores de viscosidade da mistura

menores do que a viscosidade da água para alguns pontos. Enquanto que para frações de água iguais ou superiores a 60% nota-se que a mistura bifásica torna-se efetivamente menos viscosa que a água para todos os pontos. Estes resultados indicam que no escoamento disperso aqui estudado o fenômeno redução de atrito ocorre a baixas frações de óleo. A incerteza no cálculo da viscosidade da mistura variou entre $\pm 5,1\%$ e $\pm 9,65\%$ (Apêndice A.5).

4.3 Fator de atrito.

É interessante comparar também os fatores de atrito referentes ao escoamento bifásico e monofásico de água equivalente. Tal informação também pode ser um indicador importante da ocorrência do fenômeno. Na Figura 4.3, podem ser observados os fatores de atrito bifásicos e monofásicos de água em função do número de Reynolds da mistura para diferentes frações de injeção de óleo. O número de Reynolds da mistura, Re_m , varia entre 20.000 e 120.000, indicando um escoamento turbulento. O fator de atrito bifásico, f_m , é obtido experimentalmente através da Equação 4.1.

Para a obtenção do fator de atrito monofásico para a água, f_w , foi utilizada a seguinte expressão:

$$f_w = \left(\frac{dP}{dx} \right)_w \frac{2D}{\rho_w \bar{V}_w^2} \quad (4.5)$$

Sendo $(dP/dx)_w$ o gradiente de pressão por fricção do escoamento de água medido experimentalmente e $\bar{V}_w$ é a velocidade média da água. É importante salientar que $\bar{V}_w = U_m$ para cada ponto experimental. Como pode ser observado na Figura 4.3a, para a fração de injeção de óleo mais alta (70%) o fator de atrito bifásico é superior ao obtido para o escoamento monofásico ($30.000 < Re_m < 50.000$). Para uma fração de injeção de óleo de 60% (Figura 4.3b), percebe-se uma tendência de cruzamento entre as linhas e verificam-se fatores de atrito monofásicos superiores aos bifásicos em alguns pontos ($30.000 < Re_m < 110.000$). Entretanto, para baixas frações de óleo (40 e 20 %), observa-se na Figura 4.3c e d um total cruzamento entre as linhas. Nesse caso, os fatores de atrito monofásicos são maiores do que os bifásicos em praticamente todos os pontos ($30.000 < Re_m < 120.000$). Com estes

resultados, verifica-se a ocorrência do fenômeno a altos números do Reynolds e mais uma vez pode ser observado o fato de dispersões de óleo em água apresentarem uma mais intensa redução de atrito a baixas frações de óleo. A incerteza na medição do fator de atrito bifásico variou entre $\pm 0,79\%$ e $\pm 1,17\%$ (Apêndice A.1).

Figura 4.3 Fator de atrito bifásico e monofásico de água equivalente em função do número de Reynolds da mistura para diferentes frações de injeção de óleo.

4.4 Identificação de padrões em escoamento horizontal disperso óleo-água.

Para cada ponto da submalha de testes utilizada foi realizada uma análise visual do escoamento óleo-água na tubulação horizontal. As imagens obtidas para cada ponto experimental com a câmera de alta velocidade foram observadas em detalhe, sendo possível a identificação de três sub-padrões de escoamento disperso. Os padrões foram verificados através de uma comparação qualitativa entre as imagens tomográficas da seção adquiridas com o sensor e as imagens obtidas com a câmera.

A seguir, na Tabela 4.1 são apresentados os padrões óleo-água dispersos observados neste trabalho:

Tabela 4.1 Padrões de escoamento disperso óleo-água na horizontal.

Padrão	Denominação
o/w H	Dispersão de óleo em água homogênea
o/w NH	Dispersão de óleo em água não homogênea
Do/w & Dw/o	Dispersão de óleo em água e Dispersão de água em óleo

o/w H (Dispersão óleo em água homogênea): esse padrão foi observado para altas vazões de água e vazões baixas e medias de óleo. O óleo encontra-se disperso na fase continua (água) na forma de pequenas gotas esféricas, sendo praticamente uniforme a sua distribuição.

o/w NH (Dispersão óleo em água não homogênea): observa-se esse padrão para vazões de água menores, em comparação com aquelas relacionadas ao padrão o/w H, e vazões baixas e medias de óleo. O óleo continua disperso na água, mas agora as gotas possuem diâmetros maiores e diferentes formas e tamanhos. Percebe-se uma ligeira variação na distribuição das gotas em relação à coordenada vertical, com uma concentração de gotas algo menor na parte inferior do tubo.

Do/w & Dw/o (Dispersão de óleo em água e Dispersão de água em óleo): diminuindo-se ainda mais a vazão de água e mantendo-se a vazão de óleo constante, ambas as fases tendem a escoar como fase continua, separadamente, gerando-se assim um padrão semi-estratificado com a existência de uma interface contínua e dispersão simultânea de ambas, uma fase no seio da outra.

Na Figura 4.4, podem ser vistos os três padrões de escoamento observados através da câmera de alta velocidade e na Figura 4.5 têm-se os respectivos padrões representados na carta de escoamento óleo-água.

Figura 4.4 Fotos dos padrões de escoamento disperso óleo-água na horizontal: (a) o/w H ($U_{ws} = 2,5$ m/s, $U_{os} = 0,8$ m/s), (b) o/w NH ($U_{ws} = 1,5$ m/s, $U_{os} = 0,8$ m/s) e (c) Do/w & Dw/o ($U_{ws} = 1,0$ m/s, $U_{os} = 0,8$ m/s).

Figura 4.5 Carta de escoamento óleo-água na horizontal com os respectivos padrões identificados: o/w H, o/w NH e Do/w & Dw/o.

4.5 Fração volumétrica *in situ* (holdup)

Dois modelos de permissividade foram utilizados para o cálculo da fração local instantânea de óleo em cada ponto do sensor *wire-mesh*. Os modelos, Séries e Logarítmico foram os que melhor descreveram as frações volumétricas *in situ* de óleo medidas através da técnica das válvulas de fechamento rápido, como foi dito na seção 3.10.2.

Como uma tentativa de explicar o fato de que o modelo Logarítmico se ajusta a alguns pontos e o modelo Séries a outros, sendo estes últimos a maior parte dos dados coletados, foi realizada uma análise das imagens obtidas com a câmera. Isto com o intuito de encontrar alguma relação entre o padrão de escoamento e o modelo de permissividade.

Após essa análise, foi encontrado que todos os pontos descritos pelo modelo Logarítmico correspondem a um mesmo padrão de escoamento: Dispersão de óleo em água e água em óleo (Do/w & Dw/o). Os outros pontos, descritos adequadamente pelo modelo Séries, correspondem aos padrões totalmente dispersos, incluindo o homogêneo (o/w H) e o não-homogêneo (o/w NH). Tais resultados sugerem a necessidade de levar em conta a configuração geométrica das fases ou padrão de escoamento ao escolher o melhor modelo de permissividade para o cálculo da fração volumétrica *in situ*.

As comparações entre as frações volumétricas *in situ* de óleo obtidas com o modelo Séries, $\varepsilon_{o,SERIES}$, e Logarítmico, $\varepsilon_{o,LOG}$, e as frações medidas via válvulas de fechamento rápido, $\varepsilon_{o,QCV}$, podem ser observadas nas Figuras 4.6 e 4.7, respectivamente. Sendo a linha cheia a concordância ideal entre os dados e a linha pontilhada o desvio. A faixa de incerteza na medição da fração volumétrica com as válvulas de fechamento rápido variou entre $\pm 0,88\%$ e $\pm 2,58\%$ (Apêndice A.2). Como pode ser observado na Figura 4.6, a maior parte das frações de óleo obtidas pelo modelo Séries apresenta um desvio em comparação às frações medidas com a válvula de $\pm 15\%$ e um erro relativo médio de 13,6%. Por outro lado, as frações medidas com o modelo Logarítmico apresentam um erro relativo médio de 5,8% e um desvio de +10%. (Figura 4.7). Considera-se a concordância bastante satisfatória, em se tratando de escoamento bifásico. Outra observação importante diz respeito à região de baixas frações de óleo, onde há pontos que se encontram fora do desvio de 15%. Todos esses correspondem ao padrão Dispersão óleo em água homogênea (o/w H), com alta vazão de água e baixa vazão de óleo, mostrando mais uma vez uma possível influência do padrão de escoamento na escolha do modelo de permissividade. Tal desempenho nos dá importantes diretrizes sobre a

aplicabilidade de sensor *wire-mesh* baseado em medidas de permissividade na investigação de escoamento bifásico com óleo viscoso.

Figura 4.6 Comparação entre a fração volumétrica *in situ* de óleo obtida através do sensor *wire-mesh* (modelo séries) e a obtida pela técnica das válvulas de fechamento rápido.

Figura 4.7 Comparação entre a fração volumétrica *in situ* de óleo obtida através do sensor *wire-mesh* (modelo Logarítmico) e a obtida pela técnica das válvulas de fechamento rápido.

Para fins de comparação também foram calculadas as frações volumétricas *in situ* de óleo segundo o modelo homogêneo. Surpreendentemente, os valores previstos pelo modelo estão sempre acima dos valores obtidos com a técnica das válvulas de fechamento rápido, o que demonstra a existência de deslizamento entre as fases, sendo o óleo de fato a fase mais rápida, mesmo para o padrão disperso homogêneo (Figura 4.8). Resultados semelhantes foram obtidos por Lovick e Angeli (2004), que observaram deslizamento entre as fases em escoamento disperso e dual óleo-água.

Para o cálculo do erro relativo médio foi utilizada a seguinte expressão:

$$e_r = 100 \frac{\sum_I^N \sqrt{\left(\frac{(\varepsilon_{o,SERIES}, \varepsilon_{o,LOG}, C_o) - \varepsilon_{o,QCV}}{\varepsilon_{o,QCV}} \right)^2}}{N} [\%] \quad (4.6)$$

Onde os subscritos *SERIES*, *LOG* e *QCV*, representam a fração volumétrica *in situ* medida a través da sensor *wire-mesh* a partir do modelo Séries, Logarítmico e a fração medida através das válvulas de fechamento rápido, respectivamente. *N* representa o número de experimentos.

Figura 4.8 Comparação entre a fração de injeção de óleo obtida através do modelo homogêneo e a fração volumétrica *in situ* obtida pela técnica das válvulas de fechamento rápido.

Através dos dados experimentais de fração volumétrica obtidos com as válvulas e das frações de injeção de água e óleo, foi possível calcular o deslizamento entre as fases. Para a obtenção do deslizamento foi utilizada a seguinte expressão:

$$s = \frac{\frac{\varepsilon_w}{C_w}}{\frac{\varepsilon_o}{C_o}} = \frac{V_o}{V_w} \quad (4.7)$$

Onde ε_w e ε_o , C_w e C_o e V_w e V_o são as frações volumétricas *in situ*, as frações de injeção e as velocidades *in situ* de água e óleo, respectivamente. Na Figura 4.9, tem-se o deslizamento entre as fases em função da fração de injeção de óleo para diferentes velocidades superficiais de água.

Observando a figura, percebe-se que o deslizamento foi sempre maior do que a unidade, variando entre 1,03 e 1,20. Estes resultados indicam que o óleo escoava entre 3,0% e 20% mais rápido que a água. A faixa de incerteza para o cálculo do deslizamento variou entre $\pm 1,9\%$ e $\pm 3,1\%$ segundo visto no Apêndice A.2.

Figura 4.9 Deslizamento entre as fases em função da fração de injeção de óleo para diferentes velocidades superficiais de água.

4.6 Distribuições de fração de fase.

São apresentadas a seguir resultados das distribuições da fração de óleo e imagens tomográficas da distribuição das fases na seção obtidos através do sensor *wire-mesh*. Como exemplos, serão mostrados e comparados os três padrões dispersos identificados neste estudo: Dispersão óleo em água homogênea ($U_{ws}=2,5$ m/s, $U_{os}=0,8$ m/s), Dispersão óleo em água não homogênea ($U_{ws}=1,5$ m/s, $U_{os}=0,8$ m/s) e Dispersão de óleo em água e Dispersão de água em óleo ($U_{ws}=1,0$ m/s, $U_{os}=0,8$ m/s).

Nas Figuras 4.10 e 4.11, podem ser vistas distribuições cordais da fração de óleo na seção para os três padrões de escoamento. Na Figura 4.10, vê-se a distribuição cordal vertical, obtida fazendo médias da fração local instantânea no tempo e em cordas ao longo da seção indo da esquerda para a direita. A primeira média é feita a 2,5 mm da parede do tubo, distancia correspondente ao primeiro fio do plano, e assim consequentemente para cada fio varrendo a seção de esquerda para a direita. Analisando a Figura 4.10, percebe-se uma menor fração de óleo na região próxima a parede para todos os padrões. Na Figura 4.11, vê-se a distribuição cordal horizontal obtida fazendo médias da fração local instantânea no tempo em cordas ao longo da seção indo da parte superior à parte inferior. Um fato interessante é que mesmo no padrão disperso homogêneo (o/w H), onde a dispersão de gotículas de óleo tenderia a ser uniforme em toda a seção, uma diminuição da fração de óleo é observada próxima à parede do tubo, embora esta seja menos acentuada em comparação aos outros dois padrões. Na Figura 4.11, percebe-se também uma menor fração de óleo na parte superior do tubo para todos os três padrões. Uma observação importante diz respeito ao padrão dual (Do/w & Dw/o), no qual ocorre uma dispersão mútua das fases no seio da outra, enquanto ambas mantêm a sua continuidade. Neste padrão, ocorre o surgimento de uma interface contínua e o óleo, sendo a fase menos densa, tenderia a ocupar a parte superior do tubo. Na distribuição cordal horizontal verifica-se a existência de uma interface (Figura 4.11) através da mudança de tendência da curva, a qual se dá a aproximadamente 3 mm. A acentuada diminuição da fração de óleo, na medida em que a seção é varrida de cima para baixo, denota a presença de uma menor quantidade de óleo na parte inferior do tubo, como era de se esperar. Mais interessante: além dos resultados indicarem a clara existência de uma interface óleo-água, esses sugerem também a presença de água na parte de cima do tubo, o que não era de se esperar para um padrão semi-estratificado (note a mudança de tendência dos dados a -7,5

mm). Não obstante, até mesmo no padrão disperso homogêneo é notado aumento da fração de água na parte superior do tubo. As distribuições cordais em geral apresentam o mesmo comportamento no que diz respeito à fração de água na região próxima a parede. Estes resultados qualitativos sugerem a possível existência de um filme de água ao redor da mistura óleo-água.

Figura 4.10 Distribuição cordal vertical de fração de óleo, indo da esquerda para a direita na seção.

Figura 4.11 Distribuição cordal horizontal de fração de óleo, indo da parte superior à inferior da seção.

Na Figura 4.12, têm-se as distribuições radiais da fração de óleo. Analisando a figura, percebe-se uma diminuição da fração de óleo ao percorrer o raio do tubo em intervalos anulares, sendo essa intensificada nas proximidades da parede do tubo. Estes resultados indicam uma maior quantidade de água na região parietal, até mesmo no padrão homogêneo disperso (o/w H), que tende a apresentar uma distribuição uniforme das fases.

Figura 4.12 Distribuição radial da fração de óleo.

Nas Figuras 4.13, 4.14 e 4.15, podem ser observadas as imagens da distribuição das fases na seção obtidas com o sensor, que representa a média no tempo da fração local instantânea, $\varepsilon_{i,j,n}$, em cada ponto de cruzamento. A Figura 4.13a, b, c e d apresenta a distribuição das fases para uma velocidade superficial de água constante ($U_{ws}=2,5$ m/s), e velocidades superficiais de óleo, U_{os} , de 0,3; 0,6; 0,7 e 0,9 m/s, respectivamente. Analisando a figura, percebe-se que a distribuição das fases é praticamente uniforme para todos os casos, o que coincide com o padrão de escoamento disperso homogêneo (o/w) observado através da câmera para estas condições de vazão de óleo e água. As distribuições para uma velocidade constante de água menor ($U_{ws}=1,5$ m/s) e para velocidades de óleo de 0,3; 0,5; 0,7 e 0,9 m/s são ilustradas na Figura 4.14. Para estas vazões, tem-se o padrão disperso não homogêneo (o/w H). Este tipo de padrão se caracteriza pela presença de gotículas de óleo de diferentes formas e tamanhos. Como pode ser notado, neste caso a distribuição das fases não é uniforme. Agora a fase óleo se faz mais evidente na parte superior do tubo, indicando a existência de

gotas de óleo de maior tamanho. Finalmente, na Figura 4.15, têm-se os resultados da distribuição das fases para uma velocidade de água, $U_{ws} = 1,0$ m/s, e velocidades de óleo de 0,3; 0,5; 0,7 e 0,9 m/s, respectivamente, sendo essas condições de vazão correspondentes ao padrão observado disperso semi-estratificado (Do/w & Dw/o). As imagens obtidas com o sensor confirmam a existência do padrão Do/w & Dw/o através da presença clara de uma interface óleo-água (Figura 4.15). Além disso, os resultados revelam também informações em relação à forma da interface. Para todas as quatro velocidades de água, nota-se uma interface côncava, o que indica um aumento do perímetro de contato da água com a parede do tubo. Resultados similares foram reportados por Lovick e Angeli (2004) ao estudar experimentalmente o padrão dual óleo-água.

Outro fato a ser discutido é que, em todos os casos, foi observado uma quantidade significativa de água na parte superior do tubo. Mesmo no padrão Do/w & Dw/o, sendo este um padrão semi-estratificado que se caracteriza em parte pela segregação das fases, onde era de se esperar que o óleo por ser menos denso ocupasse a parte superior do tubo, percebe-se uma quantidade menor de óleo na região próxima a parede do tubo, indicando a presença de água (Figura 4.15). Não obstante, até mesmo no escoamento disperso homogêneo (Figura 4.13), nota-se sempre um aumento na fração de água na região próxima a parede. Estes resultados corroboram a idéia sobre a existência de um filme de água ao redor da mistura óleo-água.

Em geral, os resultados das distribuições cordais e radiais da fração de óleo na seção e as imagens tomográficas apontam à existência de uma quantidade significativa de água rente à parede do tubo. Isto sugere a existência de um filme de água que poderia explicar a redução de atrito nesse tipo de dispersões óleo-água. O filme poderia estar atuando como um agente lubrificante, facilitando o escoamento da mistura óleo-água.

Figura 4.13 Imagens da distribuição das fases na seção transversal para o padrão disperso homogêneo (o/w H) a uma velocidade superficial de água $U_{ws} = 2,5$ m/s e diferentes velocidades superficiais de óleo. (a) $U_{os} = 0,3$ m/s; (b) $U_{os} = 0,6$ m/s; (c) $U_{os} = 0,7$ m/s; (d) $U_{os} = 0,9$ m/s.

Figura 4.14 Imagens da distribuição das fases na seção transversal para o padrão disperso não-homogêneo (o/w NH) a uma velocidade superficial de água $U_{ws} = 1,5$ m/s e diferentes velocidades superficiais de óleo. (a) $U_{os} = 0,3$ m/s; (b) $U_{os} = 0,5$ m/s; (c) $U_{os} = 0,7$ m/s; (d) $U_{os} = 0,9$ m/s.

Figura 4.15 Imagens da distribuição das fases na seção transversal para o padrão disperso semi-estratificado (Do/w & Dw/o) a uma velocidade superficial de água $U_{ws} = 1,0$ m/s e diferentes velocidades superficiais de óleo. (a) $U_{os} = 0,3$ m/s; (b) $U_{os} = 0,5$ m/s; (c) $U_{os} = 0,7$ m/s; (d) $U_{os} = 0,9$ m/s.

Capítulo 5 Modelagem (Modelo do filme)

5.1 Modelagem matemática.

O modelo proposto se baseia na idéia da existência de uma fina película de água, adjacente à parede do tubo, em torno de uma mistura homogênea axi-simétrica de óleo e água. Assim sendo, o *holdup* de água (fração volumétrica *in situ*), ε_w , pode ser dividido no *holdup* de água relativo ao filme ($\varepsilon_{w,f}$), mais o *holdup* de água relativo à mistura ($\varepsilon_{w,m}$):

$$\varepsilon_w = \frac{U_{ws}}{V_w} = \varepsilon_{w,f} + \varepsilon_{w,m} = \frac{U_{ws,f}}{V_{w,f}} + \frac{U_{ws,m}}{V_{w,m}} \quad (5.1)$$

Sendo então $U_{ws} = U_{ws,f} + U_{ws,m}$, onde $U_{w,f}$ e $U_{w,m}$ são as velocidades superficiais de água relativas ao filme e à mistura. As velocidades *in situ* de água no filme e na mistura, são dadas por $V_{w,f}$ e $V_{w,m}$, respectivamente. O *holdup* de óleo é definido por:

$$\varepsilon_o = \frac{U_{os}}{V_o} \quad (5.2)$$

Sendo o deslizamento entre as fases definido como:

$$s = \frac{\frac{\varepsilon_w}{C_w}}{\frac{\varepsilon_o}{C_o}} = \frac{V_o}{V_w} \quad (5.3)$$

E as frações de injeção de óleo e água, respectivamente:

$$C_o = \frac{Q_o}{Q_w + Q_o} = \frac{U_{os}}{U_m} \quad (5.4)$$

$$C_w = \frac{Q_w}{Q_o + Q_w} = \frac{U_{ws}}{U_m} \quad (5.5)$$

Assim, substituindo as Equações 5.1, 5.2, 5.4 e 5.5 na Equação 5.3, tem-se a seguinte expressão:

$$s = \frac{\frac{\varepsilon_{w,f} + \varepsilon_{w,m}}{C_o}}{\frac{C_w}{C_o}} = \frac{U_{ws,f} V_o}{V_{w,f} (U_{ws,f} + U_{ws,m})} + \frac{U_{ws,m} V_o}{V_{w,m} (U_{ws,f} + U_{ws,m})} \quad (5.6)$$

Neste ponto algumas suposições são necessárias:

- A velocidade superficial da água no filme é assumida como sendo muito menor do que a velocidade superficial da água na mistura, ou seja, $U_{ws,f} \ll U_{ws,m}$, por isso, $U_{ws,m}$ tende ao valor da velocidade superficial da água, U_{ws} .
- A velocidade *in situ* da água na mistura, $V_{w,m}$, é igual à velocidade *in situ* do óleo, V_o . Em outras palavras, presume-se que a mistura de óleo e água no núcleo do tubo flui como uma mistura homogênea com deslizamento nulo, uniformemente distribuída pela respectiva fração da seção transversal do tubo.

Aplicando-se as suposições anteriores, o segundo termo da Equação 5.6 tende à unidade. Assim o deslizamento se torna:

$$s = \frac{V_o}{V_{w,f}} \left(\frac{U_{ws,f}}{U_{ws,f} + U_{ws,m}} \right) + 1 \quad (5.7)$$

Sendo a vazão de água definida como:

$$Q_w = Q_{w,f} + Q_{w,m} = U_{ws,f} A + U_{ws,m} A = U_{ws} A \quad (5.8)$$

Onde $Q_{w,f}$ e $Q_{w,m}$ são as vazões de água no filme e na mistura, respectivamente, e A é a área de seção transversal do tubo. Então, o deslizamento é dado por:

$$s = \frac{V_o}{V_{w,f}} \left(\frac{Q_{w,f}}{Q_w} \right) + I \quad (5.9)$$

Sendo s função de duas variáveis desconhecidas $V_{w,f}$ e $Q_{w,f}$ (V_o e Q_w são definidas a partir das Equações 5.2 e 5.8, respectivamente). Assim, tem-se:

$$s = s(V_{w,f}, Q_{w,f}) \quad (5.10)$$

A velocidade *in situ* do filme de água, $V_{w,f}$, é estimada supondo que o perfil de velocidades do filme possa ser modelado como escoamento de Couette linear, sendo a parede do tubo a placa estática e a mistura homogênea de óleo e água a placa móvel, com velocidade $V_{w,m} = V_o$. A hipótese faz sentido se for assumido que o filme de água é muito fino. Assim, a partir do perfil linear de Couette:

$$V_{w,f} = V_m \frac{y}{e} \quad (5.11)$$

Onde V_m é a velocidade da mistura axisimétrica homogênea bifásica, ou seja, $V_m = V_o = V_{w,m}$, e é a espessura do filme e y a distancia a partir da parede do tubo (Figura 5.1).

Assim:

$$V_{w,f} = V_o \frac{y}{e} \quad (5.12)$$

Para $y = e/2$ (perfil linear), tem-se finalmente um valor aproximado para a velocidade da água no filme em função da velocidade do óleo na mistura.

$$V_{w,f} = \frac{V_o}{2} \quad (5.13)$$

Substituindo a Equação na Equação 5.9, a equação do deslizamento fica reduzida a:

$$s = l + 2 \left(\frac{Q_{w,f}}{Q_w} \right) \quad (5.14)$$

Portanto, a vazão de água no filme, $Q_{w,f}$, pode ser calculada diretamente se o deslizamento entre as fases, s , é um valor conhecido.

Figura 5.1 Perfis de velocidade do filme de água e da mistura bifásica

5.1.1 Espessura do filme de água.

Para o cálculo da espessura do filme é assumido o perfil de velocidades de Couette-Poiseuille. O escoamento entre dois cilindros concêntricos, com o externo fixo de raio R_e e o interno de raio R_i , apresentando velocidade angular (ω), pode ser modelado como um escoamento de Couette no caso de existir uma distancia pequena entre eles, ou seja, $R_e R_i \ll R_i$ (MUNSON; YOUNG; OKIISHI, 1997). Neste trabalho, é considerado o escoamento de água entre a parede do tubo e a mistura homogênea bifásica, sendo a última considerada um cilindro interno com velocidade $V_m = V_o = V_{w,m}$. Nesse caso, o cilindro interno estaria apresentando velocidade axial e não velocidade angular. Entretanto, ao considerar a existência de um filme de água muito fino, supomos como plausível que o escoamento seja aproximado pelo problema clássico do escoamento em regime permanente entre placas planas paralelas infinitas. A parede do tubo seria a placa imóvel e a mistura a placa que se movimenta a uma velocidade V_o . O perfil de velocidades para o filme de água é dado por:

$$V_{w,f}(y) = \frac{I}{2\mu_w} \left(\frac{\Delta P_m}{L} \right) (ey - y^2) + \frac{V_o y}{e} \quad (5.15)$$

Onde y é a coordenada espacial a partir da parede do tubo (Figura 5.1), ΔP_m é a queda de pressão bifásica, L é a distância entre as tomadas de pressão, e é a espessura do filme, e μ_w é a viscosidade da água.

A vazão do filme de água pode ser calculada integrando o perfil de velocidades dado pela Equação 5.15 a partir da parede do tubo ($y=0$) até a espessura do filme ($y=e$) e multiplicando pelo perímetro médio do filme, L_f :

$$Q_{w,f} = \left[\int_0^e V_{w,f}(y) dy \right] L_f \quad (5.16)$$

Onde:

$$L_f = \pi(2R - e) \quad (5.17)$$

Sendo R o raio do tubo. A vazão do filme é calculada a partir da Equação :

$$Q_{w,f} = \frac{(s-1)Q_w}{2} \quad (5.18)$$

As Equações 5.16 e 5.18 são usadas em conjunto de forma iterativa para calcular a espessura do filme, e , sendo o perfil de velocidade dado pela Equação 5.15:

$$\pi(2R - e) \left[\int_0^e V_{w,f}(y) dy \right] - \left[\frac{(s-1)Q_w}{2} \right] = 0 \quad (5.19)$$

O numero de Reynolds do filme da água é definido por:

$$Re_f = \frac{\rho_w V_{w,f} e}{\mu_w} \quad (5.20)$$

Onde ρ_w é a densidade da água, $V_{w,f}$ é a velocidade *in-situ* do filme de água, e é a espessura do filme de água e μ_w é a viscosidade da água.

5.1.2 Sub-camada viscosa da mistura.

Uma analogia com o escoamento monofásico em dutos é adotada para definir a subcamada laminar efetiva da mistura. Para verificar se o modelo prediz a existência de um filme de água entre a parede do tubo e a mistura homogênea óleo-água, a razão entre a espessura do filme e a espessura da subcamada viscosa efetiva da mistura foi estimada. A suposição de que a mistura flui à velocidade *in-situ* do óleo, V_o , é feita.

Segundo o modelo homogêneo (WALLIS, 1969), é possível analisar a dispersão de óleo em água como uma mistura com deslizamento nulo ou um “pseudofluido”. Em regime permanente, define-se a tensão de cisalhamento na parede, τ_w , como:

$$\tau_w = -\left(\frac{R}{2}\right)\left(\frac{\Delta P_m}{L}\right) \quad (5.21)$$

A densidade da mistura, ρ_m é calculada a partir das densidades de água e óleo, ρ_w e ρ_o , e as frações volumétricas de água e óleo, ε_w e ε_o , respectivamente:

$$\rho_m = \varepsilon_w \rho_w + \varepsilon_o \rho_o \quad (5.22)$$

Assim, a velocidade de fricção da mistura, $V_{frict,m}$, é dada por:

$$V_{frict,m} = \left(\frac{\tau_w}{\rho_m}\right)^{1/2} \quad (5.23)$$

Para frações de injeção de água superiores a 40% ($C_w > 0.4$) a viscosidade efetiva da dispersão de óleo em água pode ser aproximada pela viscosidade da água (GUET *et al.*, 2006), o que foi confirmado pelos resultados expostos na seção 4.2. Assim, quando $y^+ = 5$, $y = \delta_{sub,m}$, sendo y a distância medida a partir da parede, $\delta_{sub,m}$ a subcamada viscosa e

$y^+ = yv / V_{frict,m}$ (SCHLICHTING, 1979). Sendo assim, a espessura da subcamada laminar da mistura, $\delta_{sub,m}$, é dada pela expressão:

$$\delta_{sub,m} = \frac{5 \left(\frac{\mu_w}{\rho_m} \right)}{V_{frict,m}} \quad (5.24)$$

Finalmente, é calculada a razão entre a espessura do filme de água, e , e a espessura da subcamada viscosa, $\delta_{sub,m}$.

O número de Reynolds da mistura também é calculado:

$$Re_m = \frac{\rho_m U_m 2R}{\mu_w} \quad (5.25)$$

Sendo U_m a velocidade da mistura.

5.2 Validação do modelo.

A validação do modelo foi feita a partir da inserção de dados experimentais. Dois bancos de dados obtidos independentemente, no NETeF e na *Shell Exploration and Production B.V.*, Rijswijk, Holanda, foram utilizadas para tal fim.

5.2.1 Dados experimentais obtidos no circuito multifásico do NETeF.

A partir da inserção dos dados experimentais obtidos neste estudo diretamente na Equação 5.19, que possui entrada para as seguintes variáveis: $\dot{Q}_w$, R , ΔP_m , s , L , μ_w , a espessura do filme de água, e , foi calculada de forma iterativa. Foi utilizado um programa desenvolvido no software Mathematica®, onde foram implementadas as equações apresentadas na seção anterior. Na Figura 5.2, tem-se a espessura do filme, e , obtida com a Equação 5.19 em função do deslizamento conforme definido na Equação 5.3. Como pode ser

notado, o deslizamento aumenta com a espessura do filme de água. Esses resultados sugerem que o deslizamento entre as fases, detectado neste trabalho, poderia ser causado pela presença de um filme de água rente à parede do tubo. O filme de água causaria um efeito de lubrificação, o que facilitaria o escoamento da mistura bifásica e explicaria o deslizamento.

A Figura 5.3, apresenta a razão entre a espessura do filme de água, e , e a subcamada laminar efetiva, $\delta_{sub,m}$, conforme previsto pela Equação 5.24, em função da fração de injeção de água, C_w .

Figura 5.2 Espessura do filme de água em função do deslizamento

Analisando a figura, percebe-se que a espessura prevista do filme de água é de 4 a 15 vezes maior que a espessura da subcamada laminar, o que sugere que pode haver de fato um efeito de "lubrificação" produzido pelo filme de água. Para os padrões o/w NH e Do/w & Dw/o é observada uma tendência linear de diminuição da espessura do filme normalizada com o aumento da fração de injeção de água. Outra observação importante é que a espessura do filme normalizada parece ser influenciada pelo padrão de escoamento. Em alguns casos, para uma mesma fração de injeção de água, são observados diferentes valores da espessura do filme dependendo do padrão de escoamento. Para o padrão Do/w H parecem ser necessários mais dados para a obtenção de relações mais confiáveis.

Na Figura 5.4, tem-se a razão entre a espessura do filme de água normalizada, $e / \delta_{sub,m}$, em função do número de Reynolds do filme, Re_f , obtido a partir da Equação 5.20.

Como pode ser observado na figura, existe uma relação linear clara entre espessura do filme normalizada e número de Reynolds do filme para os três padrões de estudo. A espessura normalizada tende a aumentar com o aumento de Re_f . Além disso, através da Figura 5.5, na qual é apresentada a relação entre o fator DRP (indicador da ocorrência do fenômeno de redução de atrito) e Re_f , observa-se um aparente aumento do fator DRP com o aumento do número de Reynolds do filme.

Figura 5.3 Espessura do filme de água normalizado pela espessura da subcamada laminar da mistura em função da fração de injeção de água para os três padrões de escoamento observados neste trabalho.

O fator DRP tende à unidade e assim o fenômeno de redução de atrito tende a desaparecer a números de Reynolds maiores. Pode-se esperar que números de Reynolds do filme mais altos signifiquem uma eventual transição do regime laminar para turbulento. De acordo com o modelo proposto, a transição poderia ocorrer em torno de $Re_f=1100$. No entanto é difícil de se estimar o Reynolds crítico para o caso estudado já que nos experimentos as condições de escoamento foram provavelmente bastante diferentes às de um escoamento de Couette-Poiseuille plano. Houve provavelmente perturbações impostas pela mistura bifásica homogênea sobre o filme de água causadas pelo movimento relativo entre as gotas de óleo e o escoamento turbulento da fase contínua, no caso a água. Assim, não é descomedido pensar que o número de Reynolds crítico para o filme poderia ser um pouco menor do que o válido para escoamento laminar de Couette-Poiseuille, considerando também

que o Reynolds de transição para um filme descendente é aproximadamente $Re_f = 350$ (BIRD; STEWART; LIGHTFOOT, 2002).

Figura 5.4 Espessura do filme normalizada em função do número de Reynolds do filme.

Figura 5.5 Fator DRP em função do número de Reynolds do filme.

Os resultados anteriores sugerem que um aumento do deslizamento está associado a um aumento da espessura do filme, o que, por sua vez, está associado a um aumento do número de Reynolds do filme. O último estaria associado à transição do escoamento do filme

do regime laminar ao turbulento e leva a um aumento do fator DRP (diminuição da redução de atrito). Em suma, o fenômeno de redução de atrito observado neste trabalho em dispersões de óleo em água poderia estar, de fato, relacionado à existência de uma película de água entre a parede do tubo e a mistura homogênea de óleo em água. Em outras palavras, a presença de uma película de água laminar e sua transição para o regime turbulento poderia ter influência sobre a redução de atrito observada neste trabalho.

A relação entre o fator DRP e o deslizamento pode ser vista na Figura 5.6. Percebe-se que para um mesmo valor de deslizamento o grau de redução de atrito varia dependendo do padrão de escoamento, sendo o fenômeno mais intenso no padrão Do/w & Dw/o, menos evidente no padrão Do/w NH e próximo da unidade no padrão Do/w H. Em geral, para os padrões Do/w NH e Do/w & Dw/o percebe-se um aumento do DRP com o aumento do deslizamento. A tendência é mais significativa para o padrão Do/w & Dw/o e menos evidente para o Do/w NH.

Figura 5.6 Fator DRP em função do deslizamento

A fração volumétrica do filme de água também foi calculada através da seguinte expressão:

$$\varepsilon_{w,f} = \frac{\pi(2Re - e^2)}{\pi R^2} \quad (5.26)$$

Ao compararmos com a fração volumétrica total de água, tem-se que a fração do filme varia de 2% a 15% da fração de água total (Figura 5.7). Além disso, analisando a figura, percebe-se que existe uma clara função linear entre a fração volumétrica do filme normalizada em relação à fração volumétrica total de água e a fração de injeção de água para os padrões Do/w NH e Do/w & Dw/o. A fração volumétrica do filme normalizada tende a diminuir com o aumento da fração de água. Para baixas frações de água, só os dois padrões anteriores foram observados e a frações volumétricas do filme normalizadas tendem a apresentar valores bem maiores aos referentes ao padrão Do/w H.

Figura 5.7 Fração volumétrica do filme normalizada em função da fração de injeção de água

Os resultados até aqui apresentados indicam a possível existência de um filme de água rente a parede do tubo e sugerem que o fenômeno de redução de atrito, nas dispersões de óleo em água estudadas neste trabalho, poderia estar relacionado com essa película de água localizada entre a parede do tubo hidrofílico-oleofóbico e a mistura bifásica homogênea. Neste contexto, a redução de atrito em dispersões poderia depender não somente de propriedades reológicas efetivas, ou seja, da hidrodinâmica, como tem sido proposto em alguns trabalhos (PAL, 2007), mas também de efeitos de molhabilidade. O modelo, com certeza, tem limitações. A mais importante é que ele se baseia na idéia de que o escoamento é axisimétrico. Isto não é absolutamente verdade, como foi mostrado na seção 4.6. As distribuições de fração de fase obtidas através do sensor *wire-mesh* mostraram que, mesmo na

dispersão homogênea de óleo em água, existe uma fração ligeiramente superior de água no fundo do tubo. O modelo seria talvez mais apropriado em escoamento vertical.

5.2.2 Dados experimentais obtidos na *Shell Exploration and Production B.V.*, Rijswijk, Holanda.

Também foi realizada a inserção de dados experimentais obtidos nas instalações experimentais multifásicas da *Shell Exploration and Production B.V.*, Rijswijk, Holanda, para fins de comparação. Nesse trabalho, dados experimentais foram coletados em uma tubulação de aço de 82,8 mm de diâmetro e 15,5 m de comprimento. Os fluidos de teste utilizados nos experimentos foram óleo com viscosidade 7,5 mPa.s e densidade 830 kg/m³ e água salgada com densidade e viscosidade de 1060 kg/m³ e 0,8 mPa.s, respectivamente. Foram obtidos dados de gradiente de pressão, frações volumétricas *in situ* das fases, padrões de escoamento, na horizontal e para inclinações ascendentes de 1° e 5°. O banco de dados, referente ao estudo experimental aqui mencionado, foi levantado originalmente para outra finalidade e, portanto, os dados disponíveis sobre dispersão óleo-água são limitados. Foram utilizados alguns pontos experimentais correspondentes ao padrão: Dispersão de óleo em água e Dispersão de água em óleo (Do/w & Dw/o), nos quais foram encontrados valores de deslizamento superiores a unidade, indicando o óleo como a fase mais rápida. O procedimento de cálculo foi semelhante ao descrito anteriormente. Tratando-se de um tubo de aço, de rugosidade, $r = 0,1$ mm, foi calculada a razão entre a rugosidade do tubo e a subcamada laminar efetiva da mistura. Os resultados desta última em função da fração de injeção de água para 3 inclinações podem ser observados na Figura 5.8. Analisando a figura, percebe-se que a rugosidade do tubo é de 3 a 5 vezes maior que a espessura da subcamada laminar, o que sugere uma posterior comparação entre a espessura do filme de água e a rugosidade do tubo para a verificação da possibilidade de existência do filme rente a parede. Através da análise da (Figura 5.9), nota-se uma espessura do filme, em função da razão de injeção de água, de 1,5 a 3 vezes maior que a rugosidade do tubo, corroborando a possível existência do filme.

Ao calcular a fração volumétrica do filme de água, tem-se que esta varia de 1% e 4,5% da fração de água total (Figura 5.10), o que consideramos significativo. Vê-se na Figura 5.11 a espessura do filme normalizada pela rugosidade do tubo em função do número de Reynolds do filme. Pode ser observada uma tendência da espessura do filme de aumentar com o número

de Reynolds para as 3 inclinações, sendo esse o mesmo comportamento observado anteriormente com os dados deste trabalho.

Figura 5.8 Razão entre rugosidade e subcamada laminar em função da fração de injeção de água

Figura 5.9 Espessura do filme de água normalizado em função da fração de injeção de água.

Figura 5.10 Fração volumétrica do filme normalizada em função da fração de injeção de água

Figura 5.11 Espessura do filme de água normalizado em função do número de Reynolds do filme.

Na Figura 5.12, vê-se o fator DRP em função do número de Reynolds do filme. Observando a figura, verifica-se um claro aumento do fator DRP com o número de Reynolds do filme. Para Reynolds superiores a 1200 são obtidos valores de DRP maiores que a unidade, indicando a não ocorrência do fenômeno. Além disso, também se observa um possível efeito do ângulo de inclinação sobre o comportamento da redução de atrito. Uma diminuição da

redução de atrito com um aumento do deslizamento é observado ao aumentar o ângulo na ascendente.

Figura 5.12 Fator DRP em função do número de Reynolds do filme.

Na Figura 5.13, tem-se o fator DRP em função do deslizamento. Um fato interessante a ser notado na figura é que para valores maiores de deslizamento o fenômeno de redução de atrito não é mais observado.

Figura 5.13 Fator DRP em função do deslizamento.

Maiz uma vez, observa-se, na Figura 5.14, que maiores valores de deslizamento estão associados a maiores valores de espessura do filme.

Figura 5.14 Espessura do filme em função do deslizamento

Em geral, foi observado mais uma vez que o fenômeno de redução de atrito em dispersões óleo-água poderia estar, de fato, relacionado com a presença de um filme fino de água de espessura, e , e com o aumento do número de Reynolds do escoamento desse último, que poderia significar uma transição do regime laminar para turbulento. Embora o número de dados utilizados para comparação seja limitado, eles confirmam os resultados qualitativos apontados no caso anterior.

Por último, uma comparação entre os dois bancos de dados é feita (Figura 5.15). Vê-se o fator DRP em função do Reynolds do filme para todos os pontos experimentais. A regressão linear de todos os pontos explicita a relação entre o fenômeno de redução de atrito (DRP) e o Reynolds do filme. Desta vez, a atenuação do fenômeno com o aumento do número de Reynolds do filme é verificada ainda com mais clareza. Uma observação importante é que mesmo tratando-se de bancos de dados diferentes, com fluídos de teste, geometrias, inclinações e material da tubulação distintos, o mesmo comportamento é observado.

Figura 5.15 Fator DRP em função do número de Reynolds do filme para todos os dados (NETeF + Shell); linha cheia é a regressão linear de todos os dados.

Capítulo 6 Conclusões

Apresentou-se um estudo experimental do padrão disperso óleo viscoso-água em um tubo horizontal. Buscou-se caracterizar o escoamento a partir da obtenção de dados de fração volumétrica, gradiente de pressão por fricção e identificação de sub-padrões dispersos e entender um pouco acerca da física do fenômeno de redução de atrito em dispersões óleo-água. Propôs-se um modelo fenomenológico simplificado para explicar a ocorrência do fenômeno de redução de atrito no padrão disperso óleo-água estudado. Um novo sensor baseado em medidas de capacitância (permissividade) do tipo *wire-mesh* foi utilizado pela primeira vez no estudo de escoamento óleo-água com óleo viscoso.

Os principais resultados deste trabalho podem ser assim sintetizados:

- No escoamento óleo-água em um tubo horizontal (vidro borossilicato de sódio 26 mm DI) foram identificados três sub-padrões dispersos: Dispersão de óleo em água homogêneo, Dispersão de óleo em água não homogêneo e Dispersão de óleo em água e água em óleo. Os padrões observados através de imagens captadas com a câmera de alta velocidade foram verificados a partir de uma comparação qualitativa com as imagens tomográficas de distribuição das fases na seção obtidas com o sensor.
- Em todos os três padrões dispersos, foi detectado o fenômeno de redução de atrito. Verifica-se a ocorrência do fenômeno a altos números de Reynolds da mistura e observa-se uma maior intensidade da redução a baixas frações de óleo (entre 20 e 40%). Uma diminuição no gradiente de pressão bifásico em relação ao monofásico de água equivalente entre 4-25% foi obtido, indicando a clara ocorrência do fenômeno nas dispersões de óleo em água estudadas. Em decorrência da forma de calcular o fator de atrito bifásico e a viscosidade da mistura, houve redução nestes parâmetros também.
- Frações volumétricas *in situ* foram obtidas através de um novo sensor baseado em medidas de capacitância (permissividade) do tipo *wire-mesh*. As frações

volumétricas *in situ* calculadas com o sensor mostraram uma concordância bastante satisfatória com aquelas medidas com as válvulas de fechamento rápido (desvio médio de 10 e 15%). Foi verificada uma certa influência do padrão de escoamento sobre o modelo de permissividade. Porém, a aplicação da técnica intrusiva mostrou-se eficaz, prevendo razoavelmente bem os valores de fração volumétrica para o escoamento óleo-água estudado. Esses resultados indicam que o sensor *wire mesh* é uma técnica potencialmente interessante para o estudo de escoamentos óleo viscoso-água observados na indústria de petróleo.

- A comparação entre a fração volumétrica medida com a válvula de fechamento rápido e a prevista pelo modelo homogêneo revelaram deslizamento entre as fases, não esperado para o padrão estudado, especialmente para o padrão disperso homogêneo. A comparação claramente indica que o óleo escoar mais rápido que a água (entre 3,0% e 20%).
- Distribuições cordais e radiais da fração de óleo e as imagens tomográficas da seção obtidas através do sensor *wire-mesh* mostraram a aparente presença de uma quantidade significativa de água rente a parede do tubo nos três padrões de escoamento. Um filme fino de água poderia estar atuando como um agente lubrificante, diminuindo assim o gradiente de pressão por fricção da mistura e assim facilitando o escoamento da mesma. A presença do filme também poderia ser uma explicação para o deslizamento entre as fases medido.
- Foi desenvolvido um modelo fenomenológico simplificado para o cálculo da espessura do filme de água, que leva em conta o deslizamento obtido experimentalmente entre as fases e um perfil de velocidades Couette-Poiseuille. O objetivo era uma tentativa de compreender um pouco mais acerca do fenômeno de redução de atrito observado em dispersões. O modelo assume a existência de um fino filme de água laminar rente a parede do tubo para os três padrões observados. Um filme de água rente a parede escoando a uma velocidade menor do que a da mistura poderia explicar o fato do óleo escoar mais rápido. Uma relação linear entre a espessura do filme e o número de

Reynolds do filme foi observada. Uma clara relação linear entre o deslizamento e a espessura do filme foi obtida. Mais interessante, o fenômeno de redução de atrito parece ser atenuado com o aumento do Reynolds do filme. As previsões sugerem que uma eventual transição do escoamento do filme do regime laminar para turbulento poderia influenciar na redução de atrito.

- Com a inserção no modelo dos dados da *Shell Exploration and Production B.V.*, Rijswijk, Holand, resultados similares foram obtidos. Um aumento no número de Reynolds do filme resultou sempre num aumento da espessura do filme e na atenuação do fenômeno. Uma aparente influência no ângulo de inclinação do tubo de aço sobre o fenômeno foi observado, mostrando que o aumento do ângulo na ascendente tende a diminuir a redução. Embora o banco de dados seja limitado, e sendo o óleo utilizado muito menos viscoso, uma tendência similar às observadas com os dados do presente estudo foi obtida.
- Em geral, uma fenomenologia foi proposta para explicar o fenômeno de redução de atrito observado neste trabalho. A idéia principal é que o fenômeno de redução de atrito em dispersões óleo-água pode não depender somente da reologia e hidrodinâmica do escoamento, como também de propriedades de molhabilidade. A presença de um filme de água rente a parede foi estimada a partir do modelo em dois tubos hidrofílicos-oleofóbicos (de vidro e aço). O material do tubo e sua natureza poderiam influenciar no escoamento bifásico e causar efeito sobre o gradiente de pressão da mistura.

Com o intuito de dar continuidade a esta pesquisa, as propostas para trabalhos futuros são:

- Investigar o fenômeno de molhabilidade, com vistas a determinar o seu efeito sobre o gradiente de pressão bifásico e por tanto sobre a redução de atrito. Experimentos em tubulações de acrílico são sugeridos para fins de comparação com os resultados obtidos no tubo de vidro e análise da influência do tipo e natureza do material sobre o gradiente de pressão seria bem vinda.

- Coletar um banco de dados mais abrangente , de modo a obter mais dados que não apresentem redução de atrito, permitindo a busca de critérios que permitam estabelecer a ocorrência ou não ocorrência do fenômeno.
- Aprofundar o estudo do modelo para previsão do filme. A análise do efeito de outros perfis de velocidade na previsão da espessura utilizando o modelo proposto, assim como também efeitos da reologia e o desenvolvimento de um modelo fenomenológico baseado no modelo de fases separadas seria interessante para o estudo do fenômeno.
- Utilizar uma técnica experimental que permita detectar e medir a espessura do filme rente a parede do tubo. A aplicação de uma sonda intrusiva do tipo agulha ou parietal seria útil para a obtenção da distribuição das fases na região próxima à parede (1 mm).
- Investigar o fenômeno via simulação em CFD.
- Aprofundar a análise da aplicação do sensor *wire-mesh* no estudo de escoamentos óleo-água com óleo viscoso. A detecção de outros padrões de escoamento óleo-água permitiriam verificar a possível influência do padrão sobre o modelo de permissividade.

Referências Bibliográficas²

AL-SARKHI, A.; HANRATTY, T. J. (2001). Effect of drag reducing polymers on annular gas–liquid flow in a horizontal pipe. **International Journal of Multiphase Flow**, Oxford, v. 27, p. 1151–1162.

AL-WAHAIBI, T.; SMITH, M.; ANGELI, P. (2007). Effect of drag-reducing polymers on horizontal oil–water flows. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, v. 57, p. 334–346.

ANGELI, P. (1996). **Liquid–liquid dispersed flows in horizontal pipes**. 292p. PhD Thesis – Imperial College, University of London, London, 1996.

ANGELI, P.; HEWITT, G. F. (1998). Pressure Gradient in Horizontal Liquid-Liquid Flows. **International Journal of Multiphase Flow**, Oxford, v. 24, p. 1183–1203.

BIRD, R. B.; STEWART, W. E.; LIGHTFOOT, E. N. (2002). **Fenômenos de transporte**. 2.ed. Tradução de Affonso Silva Telles, Carlos Russo, Ricardo Pires Peçanha e Verônica Calado. Rio de Janeiro: LTC- Livros Técnicos e Científicos Editora S. A.

CENGEL, J. A. *et al.* (1962). Laminar and turbulent flow of Unstable Liquid-Liquid Emulsions. **AIChE Journal**, New York, v. 8, n. 3, p. 335-339.

ELSETH, G. (2001). **An experimental study of oil–water flow in horizontal pipes**. 269p. PhD Thesis -Telemark University College, Norway, 2001.

FOX, R. W.; MCDONALD, A. T.; PRITCHARD, P. J. (2004). **Introdução a Mecânica dos Fluidos**. 6.ed. Tradução de Ricardo Nicolau Nassar Koury e Geraldo Augusto Campolina França. Rio de Janeiro: LTC- Livros Técnicos e Científicos Editora S. A.

GUET, S. *et al.* (2006). An inverse dispersed multiphase flow model for liquid production rate determination. **International Journal of Multiphase Flow**, Oxford, v. 32, p. 553–567.

²De acordo com a Elaboração de teses e dissertações na EESC-USP.

HU, B. *et al.* (2006). Relationship between drop size distribution and chord length distribution measured by a needle probe in dispersed flows. **AIChE Journal**, New York, v. 52, n. 3, p. 931–939.

KANG *et al.* (1998). Effect of Drag-Reducing Agents in Multiphase Flow Pipelines. **Journal of Energy Resources Technology**, New York, v. 120, p. 15-19.

LOVICK, J.; ANGELI, P. (2004). Experimental studies on the dual continuous flow pattern in oil–water flows. **International Journal of Multiphase Flow**, Oxford, v. 30, p. 139–157.

LUM, J. Y. L.; AL-WAHAIBI, T.; ANGELI, P. (2006). Upward and downward inclination oil-water flows. **International Journal of Multiphase Flow**, Oxford, v. 32, p. 413-435.

MAY, E. F. *et al.* (2008). Shear and Electrical Property Measurements of Water-in-Oil Emulsions and Implications for Multiphase Flow Meters. **Energy & fuels**. Washington, v. 22, p. 3308–3316.

MCKEEN, T.R.; PUGSLEY, T.S. (2002). The influence of permittivity models on phantom images obtained from electrical capacitance tomography. **Measurement Science and Technology**, Bristol, v. 13, p. 1822–1830.

MUNSON, B. R.; YOUNG, D. F.; OKIISHI, T. H. (1994). **Fundamentos da Mecânica dos Fluidos**. Tradução de Euryale de Jesus Zerbini. São Paulo: Edgard Blücher LTDA. v. 1.

NGAN, K. H.; *et al.* (2007). Effect of Drag Reducing Polymers on Oil-Water Flows. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON MULTIPHASE FLOW, 6, 2007, **Resumos...** Leipzig: ICMF, 2007.

OLIEMANS, R. V. A. (1986). **The lubricating – film model for core – annular flow**. 146p. PhD Thesis – Technische Hogeschool Delft, Technologic University of Delft, Delft, 1986.

PAL, R. (1993). Pipeline Flow of Unstable and Surfactant-Stabilized Emulsions. **AIChE Journal**, New York, v. 39, n. 11, p. 1754–1764.

_____. (2003). Viscous Behavior of Concentrated Emulsions of Two Immiscible Newtonian Fluids with Interfacial Tension. **Journal of Colloid and Interface Science**, New York, v. 263, p. 296-305.

_____. (2007). Mechanism of Turbulent Drag Reduction in Emulsions and Bubbly Suspensions. **Industrial & Engineering Chemistry Research**, Washington, v. 46, p. 618-622.

PIETRUSKE, H.; PRASSER, H. M. (2007). Wire-mesh sensors for high-resolving two-phase flow studies at high pressures and temperatures. **Flow Measurement and Instrumentation**, New York, v. 18, p. 87-94.

PRASSER, H. M.; BÖTTGER, A.; ZSCHAU, J. (1998). A new electrode-mesh tomograph for gas-liquid flows. **Flow Measurement and Instrumentation**, New York, v. 9, p. 111-119.

PRASSER, H. M.; SCHOLZ, D.; ZIPPE, C. (2001). Bubble size measurement using wire-mesh sensors. **Flow Measurement and Instrumentation**, New York, v. 12, p. 299-312.

PRASSER, H. M.; KREPPER, E.; LUCAS, D. (2002). Evolution of the two-phase flow in a vertical tube - decomposition of gas fraction profiles according to bubble size classes using wire-mesh sensors. **International Journal of Thermal Sciences**, Paris, v. 41, p. 17-28.

PRASSER, H. M.; MISAWA, M.; TISEANU, I. (2005). Comparison between wire-mesh sensor and ultra-fast x-ray tomograph for an air-water flow in a vertical pipe. **Flow Measurement and Instrumentation**, New York, v. 16, p. 73-83.

PRASSER, H. M. *et al.* (2007). Evolution of the structure of a gas-liquid two-phase flow in a large vertical pipe. **Nuclear Engineering and Design**, Amsterdam, v. 237, p. 1848-1861.

RODRIGUEZ, O. M. H. (2005). **Inversion of multiphase flow models for multiphase well logging**. Delft: Delft University of Technology. v. 1. Fourth Progress Report.

RODRIGUEZ, O. M. H.; OLIEMANS, R. V. A. (2006). Experimental study on oil-water flow in horizontal and slightly inclined pipes. **International Journal of Multiphase Flow**, Oxford, v. 32, p. 323-343.

ROSEHART, R. G.; SCOTT, D.; RHODES, E. (1972). Gas-liquid slug flow with drag-reducing polymer solutions. **AIChE Journal**, New York, v. 18, n.4, p. 744-750.

SCHLICHTING, H. (1979). **Boundary Layer Theory**. 6.ed. New York: McGraw-Hill.

SILVA, M.J.; SCHLEICHER, E.; HAMPEL, U. (2007a). Capacitance wire-mesh sensor for fast measurement of phase fraction distributions. **Measurement Science and Technology**, Bristol, v. 18, p. 2245-2251.

_____. (2007b). A novel needle probe based on high-speed complex permittivity measurements for investigation of dynamic fluid flows. **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement**, v. 56, n. 4, p. 1249-1256.

SILVA, M. J. (2008). **Impedance Sensors for Fast Multiphase Flow Measurement and Imaging**. 154p. PhD Thesis - Technische Universität Dresden, Dresden, 2008.

SOLEIMANI, A.; AL-SARKHI, A.; HANRATTY, T.J. (2002). Effect of drag reducing polymers on pseudo-slugs interfacial drag and transition to slug flow. **International Journal of Multiphase Flow**, Oxford, v. 28, p. 1911–1927.

SYLVESTER, N. D.; BRILL, J. P. (1976). Drag Reduction in Two-Phase Annular-Mist Flow of Air and Water. **AIChE Journal**, New York, v. 22, n. 3, p. 615-617, May.

TRALLERO, J. L. (1995). **Oil - water flow patterns in horizontal pipes**. 169p. PhD Thesis - The University of Tulsa. Tulsa, 1995.

VARA, R. M. O. (2001). **Hidrodinâmica do Escoamento Bifásico Óleo Pesado – Água em um Tubo Horizontal**. 139p. Tese (Mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2001.

WALLIS, G. B. (1969). **One-Dimensional Two-Phase Flow**. New York: McGraw-Hill.

Apêndice A Incerteza Experimental

A análise de incerteza é muito importante para validar e quantificar a exatidão dos dados experimentais colhidos, já que erros sempre estão presentes quando se trata de medições experimentais. Os erros podem ser de dois tipos: o erro fixo ou sistemático é o mesmo para cada leitura e pode ser eliminado por calibração ou correção apropriada e o erro aleatório é diferente para cada leitura, depende de condições imprevisíveis e, por isso, não pode ser eliminado. O objetivo da análise de incerteza é estimar o erro aleatório provável nos resultados experimentais, ou seja, estimar a incerteza nas medições e nos resultados calculados devido a este tipo de erros. A estimativa deste tipo de incerteza tem três etapas (FOX; MCDONALD; PRITCHARD, 2004):

1- Estimar o intervalo de incerteza das medidas

Por repetição: para dados normalmente distribuídos, mais de 99% dos dados medidos situam-se dentro de $\pm 3\sigma$, sendo σ o desvio padrão, 95% situam-se dentro de $\pm 2\sigma$, e 68% situam-se dentro de $\pm \sigma$.

Sem repetição: é usualmente mais ou menos a menor divisão da escala do instrumento de medida (contagem ou leitura mínima).

A incerteza pode ser definida como:

$$u_h = \pm \frac{\text{incerteza relativa}}{\text{medida}} \quad (\text{A.1})$$

2- Estabelecer o limite de confiança de cada medida

A determinação do intervalo de confiança baseia-se no conceito de desvio-padrão para uma distribuição normal. Probabilidades de cerca de 20 por 1 correspondem a $\pm 2\sigma$ e de 3 por 1 correspondem a limites de confiança de $\pm \sigma$. Probabilidades de 20 por 1 são tipicamente usados nos trabalhos de engenharia.

3- Análise da propagação de incerteza nos cálculos

Supondo que a medição das variáveis $x_1, x_2, \dots, x_n$, é feita, a incerteza de cada variável medida é u_i . As medições são usadas para o cálculo de algum resultado, R . Em geral, R pode ser matematicamente expresso como $R = R(x_1, x_2, \dots, x_n)$. Para analisar como os erros nas variáveis medidas $x_1, x_2, \dots, x_n$ propagam-se no cálculo de R , calcula-se o efeito sobre R de um erro na medição de um x_i individual de acordo com a formula (analogia com a derivada de uma função):

$$\delta R_i = \frac{\partial R}{\partial x_i} \delta x_i \quad (\text{A.2})$$

A variação relativa em R é:

$$\frac{\delta R_i}{R} = \frac{1}{R} \frac{\partial R}{\partial x_i} \delta x_i = \frac{x_i}{R} \frac{\partial R}{\partial x_i} \frac{\delta x_i}{x_i} \quad (\text{A.3})$$

A Equação A.3 pode ser usada para estimar o intervalo de incerteza do resultado devido à incerteza em x_i . Introduzindo a notação de incerteza relativa, tem-se:

$$u_{R_i} = \frac{x_i}{R} \frac{\partial R}{\partial x_i} u_{x_i} \quad (\text{A.4})$$

A incerteza de R devida a combinação dos efeitos das incertezas em todos os x_i , pode ser representada por:

$$u_R = \pm \left[\left(\frac{x_1}{R} \frac{\partial R}{\partial x_1} u_{x_1} \right)^2 + \left(\frac{x_2}{R} \frac{\partial R}{\partial x_2} u_{x_2} \right)^2 + \dots + \left(\frac{x_n}{R} \frac{\partial R}{\partial x_n} u_{x_n} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.5})$$

Neste apêndice serão apresentados em detalhes os cálculos relativos à análise de incerteza experimental.

É necessário avaliar as incertezas devidas à instrumentação e conferir se essas se encontram dentro de uma faixa satisfatória. Foram calculadas as incertezas na obtenção

experimental das velocidades superficiais das fases, razão de injeção, fração volumétrica *in situ*, deslizamento entre as fases, fator de atrito, viscosidade da mistura e queda de pressão.

A.1 Velocidades superficiais de água e óleo.

Considera-se a incerteza relativa ou erro para a vazão de água, $\dot{Q}_w$, 1,25% da medida para o medidor de baixa vazão e 1,0% da medida para o medidor de alta vazão. Para a vazão de óleo, $\dot{Q}_o$, a incerteza relativa considera-se 0,5% da medida de vazão tanto para o medidor de alta vazão quanto para o de baixa. Os valores de incerteza relativa tanto para vazão de água como de óleo foram obtidos a partir dos manuais de especificações da OVAL de cada medidor. Sendo assim a incerteza na medição de vazão de água é constante e igual a 1,0% ou 1,25%, dependendo do medidor usado para a medição, e a incerteza na medição de vazão de óleo constante e igual a 0,5%.

Tendo as velocidades superficiais de água e óleo definidas respectivamente por:

$$U_{ws} = \frac{\dot{Q}_w}{A}, U_{os} = \frac{\dot{Q}_o}{A} \quad (\text{A.6})$$

Desprezando a incerteza na medição do diâmetro interno do tubo, tem-se:

$$U_{ws} = U_{ws}(\dot{Q}_w), U_{os} = U_{os}(\dot{Q}_o) \quad (\text{A.7})$$

Sendo assim, a incerteza na medição das velocidades superficiais de água e óleo igual à incerteza na medição das vazões.

$$u_{U_w} = u_{\dot{Q}_w}, u_{U_o} = u_{\dot{Q}_o} \quad (\text{A.8})$$

Assim, tem-se a incerteza na medição das velocidades superficiais de água, para as medidas feitas com o medidor de baixa e alta vazão, respectivamente:

$$u_{U_w} = \pm 1,25\% \quad (\text{A.9})$$

$$u_{U_w} = \pm 1,0\% \quad (\text{A.10})$$

e a incerteza na medição das velocidades superficiais de óleo:

$$u_{U_o} = \pm 0,5\% \quad (\text{A.11})$$

A.2 Deslizamento

O deslizamento entre as fases é definido como:

$$s = \frac{\frac{\varepsilon_w}{C_w}}{\frac{\varepsilon_o}{C_o}} \quad (\text{A.12})$$

Considerando:

$$R = \frac{C_w}{C_o} \quad (\text{A.13})$$

$$H = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_o} \quad (\text{A.14})$$

Assim, tem-se:

$$s = \frac{H}{R} \quad (\text{A.15})$$

Para a medição de s , tem-se:

$$s = s(H, R)$$

A incerteza na medição de s poderia ser estimada através da seguinte expressão:

$$u_s = \pm \left[\left(\frac{H}{s} \frac{\partial s}{\partial H} u_H \right)^2 + \left(\frac{R}{s} \frac{\partial s}{\partial R} u_R \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.16})$$

Sendo:

$$\frac{\partial s}{\partial H} = \frac{I}{R} \quad (\text{A.17})$$

$$\frac{\partial s}{\partial R} = -\frac{H}{R^2} \quad (\text{A.18})$$

Substituindo as Equações A.15, A.17 e A.18 na Equação. A.16, tem-se:

$$u_s = \pm \left[(u_H)^2 + (-u_R)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.19})$$

Para a medição de R tem-se:

$$R = R(C_w, C_o)$$

A incerteza na medição de R poderia ser estimada através da seguinte expressão:

$$u_R = \pm \left[\left(\frac{C_w}{R} \frac{\partial R}{\partial C_w} u_{C_w} \right)^2 + \left(\frac{C_o}{R} \frac{\partial R}{\partial C_o} u_{C_o} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.20})$$

A partir da Equação A.13 são calculados os seguintes termos da Equação A.20:

$$\frac{\partial R}{\partial C_w} = \frac{I}{C_o} \quad (\text{A.21})$$

$$\frac{\partial R}{\partial C_o} = -\frac{C_w}{C_o^2} \quad (\text{A.22})$$

Substituindo as Equações A.13, A.21 e A.22 na Equação A.20:

$$u_R = \pm \left[\left(u_{C_w} \right)^2 + \left(-u_{C_o} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.23})$$

As frações de injeção C_w e C_o de água e óleo respectivamente são dados por:

$$C_w = \frac{U_w}{U_m}, C_o = \frac{U_o}{U_m} \quad (\text{A.24})$$

Assim, tem-se:

$$C_w = C_w(U_w, U_m)$$

$$C_o = C_o(U_o, U_m)$$

A incerteza na medição da C_w poderia ser estimada através da seguinte expressão:

$$u_{C_w} = \pm \left[\left(\frac{U_w}{C_w} \frac{\partial C_w}{\partial U_w} u_{U_w} \right)^2 + \left(\frac{U_m}{C_w} \frac{\partial C_w}{\partial U_m} u_{U_m} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.25})$$

A partir da Equação A.24 são calculados os termos da Equação A.25:

$$\frac{\partial C_w}{\partial U_w} = \frac{1}{U_m} \quad (\text{A.26})$$

$$\frac{\partial C_w}{\partial U_m} = -\frac{U_w}{U_m^2} \quad (\text{A.27})$$

Substituindo as Equações. A.24, A.26 e A.27 na Equação A.25 tem-se:

$$u_{C_w} = \pm \left[\left(u_{U_w} \right)^2 + \left(-u_{U_m} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.28})$$

A velocidade da mistura é dada por:

$$U_m = U_w + U_o \quad (\text{A.29})$$

Para a medição de U_m tem-se:

$$U_m = U_m(U_w, U_o)$$

A incerteza na medição de U_m pode ser representada por:

$$u_{U_m} = \pm \left[\left(\frac{U_w}{U_m} \frac{\partial U_m}{\partial U_w} u_{U_w} \right)^2 + \left(\frac{U_o}{U_m} \frac{\partial U_m}{\partial U_o} u_{U_o} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.30})$$

Sendo:

$$\frac{\partial U_m}{\partial U_w} = \frac{\partial U_m}{\partial U_o} = 1 \quad (\text{A.31})$$

Substituindo a Equação A.31 e as incertezas nas medições das velocidades superficiais de óleo e água u_{U_o} e u_{U_w} (Equação A.9, A.10 e A.11) na Equação A.30, tem-se a faixa da incerteza no cálculo da velocidade de mistura:

$$\pm 0,005 < u_{U_m} < \pm 0,0097 \quad (\text{A.32})$$

Ou seja, a incerteza no cálculo de U_m variou entre 0,5% e 0,97%.

Substituindo a Equação A.32 e a incerteza na medição de U_w na Equação A.28 tem-se a faixa de incerteza no cálculo de C_w :

$$\pm 0,011 < u_{C_w} < \pm 0,016 \quad (\text{A.33})$$

Ou seja, a incerteza no cálculo de C_w variou entre 1,1% e 1,6%.

Por analogia é calculada a faixa de incerteza para o cálculo de C_o :

$$\pm 0,0071 < u_{C_o} < \pm 0,0112 \quad (\text{A.34})$$

Ou seja, a incerteza no cálculo de C_o varia entre 1,1% e 1,6%.

Finalmente tem-se a faixa de incerteza na medição de R substituindo as Equações A.33 e A.34 na Equação A.23:

$$\pm 0,013 < u_R < \pm 0,019 \quad (\text{A.35})$$

Ou seja, a incerteza no cálculo de R variou entre 1,3% e 1,9%.

Para a medição de H tem-se:

$$H = H(\varepsilon_w, \varepsilon_o)$$

A incerteza na medição de H poderia ser estimada através da seguinte expressão:

$$u_H = \pm \left[\left(\frac{\varepsilon_w}{H} \frac{\partial H}{\partial \varepsilon_w} u_{\varepsilon_w} \right)^2 + \left(\frac{\varepsilon_o}{H} \frac{\partial H}{\partial \varepsilon_o} u_{\varepsilon_o} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.36})$$

Por analogia com a equação da incerteza de R tem-se:

$$u_H = \pm \left[\left(u_{\varepsilon_w} \right)^2 + \left(-u_{\varepsilon_o} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.37})$$

A incerteza na medição da fração volumétrica de óleo ε_o pela técnica da válvula de fechamento rápido é dada pela incerteza em cada uma das quatro medidas de volume de óleo efetuadas, e a medida do volume total da linha, representadas pelo erro da bureta utilizada.

O volume total de óleo medido para cada ponto é dado por:

$$V_o = V_{o1} + V_{o2} + V_{o3} + V_{o4} \quad (\text{A.38})$$

Onde V_o é o volume total de óleo e V_{o1} , V_{o2} , V_{o3} , V_{o4} são os volumes de óleo na primeira, segunda, terceira e quarta medida respectivamente.

A incerteza na medição de V_o poderia ser estimada através da seguinte expressão:

$$u_{V_o} = \pm \left[\left(\frac{V_{o1}}{V_o} \frac{\partial V_o}{\partial V_{o1}} u_{V_{o1}} \right)^2 + \left(\frac{V_{o2}}{V_o} \frac{\partial V_o}{\partial V_{o2}} u_{V_{o2}} \right)^2 + \left(\frac{V_{o3}}{V_o} \frac{\partial V_o}{\partial V_{o3}} u_{V_{o3}} \right)^2 + \left(\frac{V_{o4}}{V_o} \frac{\partial V_o}{\partial V_{o4}} u_{V_{o4}} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.39})$$

Sendo:

$$\frac{\partial V_o}{\partial V_{o1}} = \frac{\partial V_o}{\partial V_{o2}} = \frac{\partial V_o}{\partial V_{o3}} = \frac{\partial V_o}{\partial V_{o4}} = 1 \quad (\text{A.40})$$

A incerteza na medição de V_{o1} , V_{o2} , V_{o3} , V_{o4} é dada por:

$$u_{V_{o1}} = \pm \frac{10\text{mL}}{V_{o1}} \quad (\text{A.41})$$

$$u_{V_{o2}} = \pm \frac{10\text{mL}}{V_{o2}} \quad (\text{A.42})$$

$$u_{V_{o3}} = \pm \frac{10\text{mL}}{V_{o3}} \quad (\text{A.43})$$

$$u_{V_{o4}} = \pm \frac{10\text{mL}}{V_{o4}} \quad (\text{A.44})$$

Substituindo as Equações A.40 a A.44 na Equação A.39 a incerteza na medida do volume de óleo é dado por:

$$u_{V_o} = \pm \left[\left(\pm \frac{10\text{mL}}{V_o} \right)^2 + \left(\pm \frac{10\text{mL}}{V_o} \right)^2 + \left(\pm \frac{10\text{mL}}{V_o} \right)^2 + \left(\pm \frac{10\text{mL}}{V_o} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.45})$$

Substituindo os valores do volume total de óleo de cada medição, V_o , tem-se a faixa de incerteza na medição de V_o :

$$\pm 0,0082 < u_{V_o} < \pm 0,0243 \quad (\text{A.46})$$

Ou seja a faixa de incerteza varia entre $\pm 0,82\%$ e $\pm 2,43\%$.

A medida do volume total da linha V , é composta por quatro medidas. A bureta tem 2000 mL e o volume total da linha é aproximadamente 6400 mL. Assim são necessárias quatro medidas. Assim o volume total da linha é dado pela seguinte expressão:

$$V = V_1 + V_2 + V_3 + V_4 \quad (\text{A.47})$$

Na qual V é o volume total da linha, igual a 6400 mL, V_1 , V_2 , V_3 são os volumes da primeira, segunda e terceira medida, igual a 2000 mL e V_4 é o volume da quarta medida, igual a 400 mL.

A incerteza na medição de V poderia ser estimada através da seguinte expressão:

$$u_V = \pm \left[\left(\frac{V_1}{V} \frac{\partial V}{\partial V_1} u_{V_1} \right)^2 + \left(\frac{V_2}{V} \frac{\partial V}{\partial V_2} u_{V_2} \right)^2 + \left(\frac{V_3}{V} \frac{\partial V}{\partial V_3} u_{V_3} \right)^2 + \left(\frac{V_4}{V} \frac{\partial V}{\partial V_4} u_{V_4} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.48})$$

Sendo:

$$\frac{\partial V}{\partial V_1} = \frac{\partial V}{\partial V_2} = \frac{\partial V}{\partial V_3} = \frac{\partial V}{\partial V_4} = 1 \quad (\text{A.49})$$

A incerteza na medição de V_1 , V_2 , V_3 e V_4 é dada por:

$$u_{V_1} = \pm \frac{10\text{mL}}{V_1} \quad (\text{A.50})$$

$$u_{V_2} = \pm \frac{10\text{mL}}{V_2} \quad (\text{A.51})$$

$$u_{V_3} = \pm \frac{10\text{mL}}{V_3} \quad (\text{A.52})$$

$$u_{V_4} = \pm \frac{10\text{mL}}{V_4} \quad (\text{A.53})$$

Substituindo as Equações A.49 a A.53 na Equação A.48 tem-se:

$$u_v = \pm \left[\left(\pm \frac{10\text{mL}}{V} \right)^2 + \left(\pm \frac{10\text{mL}}{V} \right)^2 + \left(\pm \frac{10\text{mL}}{V} \right)^2 + \left(\pm \frac{10\text{mL}}{V} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.54})$$

Sendo V constante e igual a 6400 mL, tem-se assim a incerteza na medição de V :

$$u_v = \pm 0,54 \% \quad (\text{A.55})$$

Como o volume da linha é constante a fração volumétrica de óleo é dada por:

$$\varepsilon_o = \frac{V_o}{V} \quad (\text{A.56})$$

E a incerteza na medição de ε_o poderia ser dada pela seguinte expressão:

$$u_{\varepsilon_o} = \pm \left[\left(\frac{V_o}{\varepsilon_o} \frac{\partial \varepsilon_o}{\partial V_o} u_{V_o} \right)^2 + \left(\frac{V}{\varepsilon_o} \frac{\partial \varepsilon_o}{\partial V} u_v \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.57})$$

Sendo:

$$\frac{\partial \varepsilon_o}{\partial V_o} = \frac{1}{V} \quad (\text{A.58})$$

$$\frac{\partial \varepsilon_o}{\partial V} = -\frac{V_o}{V^2} \quad (\text{A.59})$$

Substituindo as Equações A.56, A.58 e A.59 na Equação A.57, tem-se

$$u_{\varepsilon_o} = \pm \left[\left(u_{V_o} \right)^2 + \left(u_v \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.60})$$

Assim, substituindo a Equação A.46 e a Equação A.55 na Equação A.60, tem-se a faixa de incerteza na medição de ε_o :

$$\pm 0,0088 < u_{\varepsilon_o} < \pm 0,0258 \quad (\text{A.61})$$

Ou seja a faixa de incerteza varia entre $\pm 0,88\%$ e $\pm 2,58\%$.

Agora, a fração volumétrica de água, ε_w , é definida como:

$$\varepsilon_w = 1 - \varepsilon_o \quad (\text{A.62})$$

Assim, a incerteza na medição de ε_w poderia ser dada pela expressão:

$$u_{\varepsilon_w} = \pm \frac{\varepsilon_o}{\varepsilon_w} \frac{\partial \varepsilon_w}{\partial \varepsilon_o} u_{\varepsilon_o} \quad (\text{A.63})$$

Sendo:

$$\frac{\partial \varepsilon_w}{\partial \varepsilon_o} = -1 \quad (\text{A.64})$$

Substituindo as Equações A.62 e A.64 na Equação A.63 tem-se:

$$u_{\varepsilon_w} = \pm \frac{\varepsilon_o}{1 - \varepsilon_o} (-1) u_{\varepsilon_o} \quad (\text{A.65})$$

Assim substituindo a Equação A.61 e os valores de fração volumétrica *in situ* de óleo calcula-se a faixa de incerteza na medição de ε_w :

$$\pm 0,0037 < u_{\varepsilon_w} < \pm 0,0062 \quad (\text{A.66})$$

Ou seja, a faixa de incerteza varia entre $\pm 0,37\%$ e $\pm 0,62\%$ para as medições de ε_w .

Com a incerteza nas medições de ε_o e ε_w calcula-se a faixa de incerteza no cálculo do fator H substituindo as Equações A.61 e A.66 na Equação A.37:

$$\pm 0,0103 < u_H < \pm 0,0206 \quad (\text{A.67})$$

ou seja, faixa de incerteza no cálculo do fator H varia entre $\pm 1,03\%$ e $\pm 2,06\%$.

Assim finalmente, substituindo as Equações A.35 e A.67 na Equação A.19, tem-se a faixa de incerteza no cálculo do deslizamento s :

$$\pm 0,019 < u_s < \pm 0,031 \quad (\text{A.68})$$

ou seja, a faixa de incerteza varia entre $\pm 1,9\%$ e $\pm 3,1\%$ para o cálculo de s .

A.3 Queda de pressão.

Considera-se a incerteza relativa para a queda de pressão, ΔP , a menor divisão de escala do manômetro tipo U utilizado para a calibração do transdutor de pressão. Assim a incerteza relativa é de $\pm 0,5$ mmHg. De acordo com as medidas de perda de pressão realizadas, a incerteza na medição da queda de pressão bifásica, ΔP_m , e monofásica de água, ΔP_w , variou dentro da seguinte faixa, respectivamente:

$$\pm 0,002 < u_{\Delta P_m} < \pm 0,0172 \quad (\text{A.69})$$

ou seja, $\pm 0.2\%$ para a maior e $\pm 1.72\%$ para a menor perda de pressão bifásica medida.

$$\pm 0,0021 < u_{\Delta P_w} < \pm 0,0128 \quad (\text{A.70})$$

ou seja, $\pm 0,21\%$ para a maior e $\pm 1,28\%$ para a menor perda de pressão monofásica de água medida.

O indicador da ocorrência do fenômeno de redução de atrito é dada pela razão entre o gradiente de pressão por fricção bifásico e monofásico de água equivalente, $(dp/dx)_m / (dp/dx)_w$, definido como fator DRP. Assim o fator DRP em função da queda de pressão pode ser dado por:

$$DRP = \frac{(\Delta P)_m}{(\Delta P)_w} \quad (\text{A.71})$$

Assim a incerteza no cálculo do fator DRP poderia ser dada por:

$$u_{DRP} = \pm \left[\left(u_{\Delta P_m} \right)^2 + \left(-u_{\Delta P_w} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.72})$$

Substituindo as Equações A.69 e A.70 na Equação A.72, calcula-se a faixa de incerteza no cálculo do fator DRP:

$$\pm 0,0029 < u_{DRP} < \pm 0,0214 \quad (\text{A.73})$$

ou seja, a faixa de incerteza no cálculo do fator DRP varia entre $\pm 0,29\%$ e $\pm 2,14\%$.

A.4 Fator de atrito.

O fator de atrito obtido através do modelo homogêneo (seção 4.2) é dado por:

$$f_m = \frac{\Delta P}{L} \frac{2D}{\rho_m U_m} \quad (\text{A.74})$$

Desprezando a incerteza na medição do diâmetro interno do tubo e do intervalo entre as tomadas de pressão e considerando a temperatura constante, tem-se: $f_m = f_m(\Delta P, \rho_m, U_m)$.

A incerteza no cálculo do fator de atrito poderia ser representada por:

$$u_{f_m} = \pm \left[\left(\frac{\Delta P}{f_m} \frac{\partial f_m}{\partial \Delta P} u_{\Delta P} \right)^2 + \left(\frac{\rho_m}{f_m} \frac{\partial f_m}{\partial \rho_m} u_{\rho_m} \right)^2 + \left(\frac{U_m}{f_m} \frac{\partial f_m}{\partial U_m} u_{U_m} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.75})$$

Onde:

$$\frac{\partial f_m}{\partial \Delta P} = \frac{2D}{L \rho_m U_m} \quad (\text{A.76})$$

$$\frac{\partial f_m}{\partial \rho_m} = -\frac{2\Delta P D}{L U_m} \cdot \frac{1}{\rho_m^2} \quad (\text{A.77})$$

$$\frac{\partial f_m}{\partial U_m} = -\frac{2\Delta PD}{L\rho_m} \cdot \frac{1}{U_m^2} \quad (\text{A.78})$$

Substituindo as Equações A.74 e A.76 a A.78 na Equação A.75, tem-se:

$$u_{fm} = \pm \left[(u_{\Delta P})^2 + (u_{\rho_m})^2 + (-u_{U_m})^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.79})$$

A viscosidade da mistura é definida como:

$$\rho_m = \rho_o C_o + \rho_w (1 - C_o) \quad (\text{A.80})$$

Tem-se então:

$$\rho_m = \rho_m(C_o)$$

A Incerteza na medição de ρ_m pode ser representada por:

$$u_{\rho_m} = \pm \frac{C_o}{\rho_m} \frac{\partial \rho_m}{\partial C_o} u_{C_o} \quad (\text{A.81})$$

Sendo:

$$\frac{\partial \rho_m}{\partial C_o} = \rho_o - \rho_w \quad (\text{A.82})$$

Substituindo as Equações A.80, A.82 e A.34 na Equação A.81 tem-se a faixa de incerteza no cálculo da densidade da mistura, ρ_m :

$$\pm 0,0001 < u_{\rho_m} < \pm 0,0006 \quad (\text{A.83})$$

Ou seja a faixa de incerteza varia entre $\pm 0,01\%$ e $\pm 0,06\%$ para o cálculo de ρ_m .

Assim substituindo as Equações A.32, A.69 e A.83 na Equação A.79, tem-se a faixa de incerteza na medição de f_m :

$$\pm 0,0079 < u_{f_m} < \pm 0,0117 \quad (\text{A.84})$$

Ou seja a faixa de incerteza varia entre $\pm 0,79\%$ e $\pm 1,17\%$ na medição de f_m .

A.5 Viscosidade da mistura.

Como foi mostrado na seção 4.2, a viscosidade da mistura é definida como:

$$\mu_m = 1596,41 \frac{D^5}{U_m^7 \rho_m^3} \left(\frac{dP}{dx} \right)_m^4 = \frac{1596,41 D^5 \Delta P^4}{U_m^7 \rho_m^3 L^4} \quad (\text{A.85})$$

Desprezando a incerteza na medição do diâmetro interno do tubo e do intervalo entre as tomadas de pressão, tem-se:

$$\mu_m = \mu_m(\Delta P, U_m, \rho_m)$$

A incerteza na medição de μ_m poderia estar definida pela seguinte expressão:

$$u_{\mu_m} = \pm \left[\left(\frac{\Delta P}{\mu_m} \frac{\partial \mu_m}{\partial \Delta P} u_{\Delta P} \right)^2 + \left(\frac{U_m}{\mu_m} \frac{\partial \mu_m}{\partial U_m} u_{U_m} \right)^2 + \left(\frac{\rho_m}{\mu_m} \frac{\partial \mu_m}{\partial \rho_m} u_{\rho_m} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.86})$$

Sendo:

$$\frac{\partial \mu_m}{\partial \Delta P} = 4 \left(\frac{1596,41 D^5}{U_m^7 \rho_m^3 L^4} \right) \Delta P^3 \quad (\text{A.87})$$

$$\frac{\partial \mu_m}{\partial U_m} = -7 \left(\frac{1596,41 D^5 \Delta P^4}{\rho_m^3 L^4} \right) \frac{1}{U_m^8} \quad (\text{A.88})$$

$$\frac{\partial \mu_m}{\partial \rho_m} = -3 \left(\frac{1596,41 D^5 \Delta P^4}{U_m^7 L^4} \right) \frac{1}{\rho_m^4} \quad (\text{A.89})$$

Assim substituindo as Equações A.85 e as Equações A.87 a A.89 na Equação A.86, tem-se:

$$u_{\mu_m} = \pm \left[(4u_{\Delta P})^2 + (-7u_{U_m})^2 + (-3u_{\rho_m})^2 \right]^{1/2} \quad (\text{A.90})$$

Substituindo finalmente as Equações A.69, A.32 e A.83 na Equação anterior, tem-se a faixa de incerteza no cálculo de μ_m :

$$\pm 0,0510 < u_{\mu_m} < \pm 0,0965 \quad (\text{A.91})$$

Ou seja, a faixa de incerteza varia entre $\pm 5,1\%$ e $\pm 9,65\%$ para o cálculo de μ_m .

Apêndice B Tabelas com os Dados Experimentais

Tabela B.1 Dados experimentais coletados: Queda de pressão bifásica.

Data	N. exp.	Q_w (L/min)	Q_o (L/min)	ΔP_m (Pa)
9/10/2008	9	96	6	23560
9/10/2008	10	96	16	27110
9/10/2008	11	96	32	32970
9/10/2008	21	32	10	3880
9/10/2008	22	32	13	4898
9/10/2008	23	32	16	5140
9/10/2008	24	32	19	5948
9/10/2008	25	32	22	6640
9/10/2008	26	32	25	7440
9/10/2008	27	32	29	8245
9/10/2008	29	64	10	12156
9/10/2008	30	64	13	12895
10/10/2008	31	64	19	14097
10/10/2008	32	64	22	14680
10/10/2008	33	64	25	15454
10/10/2008	34	64	29	16203
10/10/2008	35	48	29	11724
10/10/2008	36	48	25	11092
10/10/2008	37	48	22	10332
10/10/2008	38	48	19	9527
10/10/2008	39	48	16	8777
10/10/2008	40	48	13	7812
10/10/2008	41	48	10	7117
10/10/2008	42	48	6	6475
10/10/2008	43	80	6	15131
10/10/2008	44	80	10	15922
10/10/2008	45	80	13	16963
10/10/2008	46	80	16	17845
10/10/2008	47	80	19	18786
10/10/2008	48	80	22	19666
10/10/2008	49	80	25	20640
10/10/2008	50	80	29	21570
10/10/2008	51	80	32	22490
10/10/2008	52	96	25	28040
31/10/2008	55	19	19	3800
31/10/2008	60	25	25	6610

31/10/2008	65	32	32	8980
31/10/2008	71	48	48	16000
31/10/2008	80	54	54	19290
31/10/2008	79	64	64	27050
31/10/2008	54	19	13	2740
31/10/2008	59	25	17	4530
31/10/2008	64	32	21	6750
31/10/2008	70	48	32	12830
31/10/2008	72	64	42	19220
31/10/2008	83	80	53	31290
31/10/2008	53	19	8	2300
31/10/2008	58	25	11	3370
31/10/2008	63	32	14	4840
31/10/2008	69	48	20	10230
31/10/2008	78	64	27	16960
31/10/2008	82	80	34	23350
31/10/2008	67	32	8	3960
31/10/2008	68	48	12	8090
31/10/2008	77	64	16	13670
31/10/2008	81	80	20	18690
31/10/2008	56	19	29	5800
31/10/2008	61	25	38	9400
31/10/2008	66	32	48	13060
31/10/2008	76	38	57	16750
31/10/2008	73	16	37	6990
31/10/2008	57	19	45	9890
31/10/2008	74	22	52	13120
31/10/2008	62	25	60	16000

Tabela B.2 Dados experimentais coletados: Queda de pressão monofásica de água à mesma vazão da mistura.

Data	N. exp.	$\underline{Q}_m (\underline{Q}_w + \underline{Q}_o)$	ΔP_w (Pa)
		[L/min]	
20/2/2009	9	102	21210
20/2/2009	10	111	24480
20/2/2009	11	127	31020
20/2/2009	21	41	5200
20/2/2009	22	45	5846
20/2/2009	23	48	6700
20/2/2009	24	51	6900

20/2/2009	25	54	7538
20/2/2009	26	57	8239
20/2/2009	27	61	8969
20/2/2009	29	73	12216
20/2/2009	30	76	13214
20/2/2009	31	83	15058
20/2/2009	32	86	15847
20/2/2009	33	89	16676
20/2/2009	34	92	17677
20/2/2009	35	77	13214
20/2/2009	36	73	12216
20/2/2009	37	70	11089
20/2/2009	38	67	10466
20/2/2009	39	64	9703
20/2/2009	40	61	8969
20/2/2009	41	57	8239
20/2/2009	42	54	7538
20/2/2009	43	86	15847
20/2/2009	44	89	16676
20/2/2009	45	92	17677
20/2/2009	46	96	18779
20/2/2009	47	99	19916
20/2/2009	48	102	21210
20/2/2009	49	105	22350
20/2/2009	50	108	23410
20/2/2009	51	112	24480
20/2/2009	52	121	28690
20/2/2009	55	38	4314
20/2/2009	60	51	6900
20/2/2009	65	64	9703
20/2/2009	71	96	18779
20/2/2009	80	108	22350
20/2/2009	79	127	31020
20/2/2009	54	32	2904
20/2/2009	59	42	5041
20/2/2009	64	53	7082
20/2/2009	70	80	14100
20/2/2009	72	106	22350
20/2/2009	83	133	33630
20/2/2009	53	27	2228
20/2/2009	58	36	3573
20/2/2009	63	46	5510
20/2/2009	69	68	10522

20/2/2009	78	91	17343
20/2/2009	82	114	25670
20/2/2009	67	40	4500
20/2/2009	68	60	8800
20/2/2009	78	80	13695
20/2/2009	79	100	13654
20/2/2009	56	48	6700
20/2/2009	61	64	9703
20/2/2009	66	80	12980
20/2/2009	76	96	18779
20/2/2009	73	53	7082
20/2/2009	57	64	9703
20/2/2009	74	74	12304
20/2/2009	62	85	15000

Apêndice C Programas utilizados no tratamento de dados do sensor *wire-mesh*

C.1 Programa para conversão de arquivos.dat a .v (Modelo Logarítmico).

```
function gen_v_file _ 8 x8 (file)

close all;

% read mask files
load -ascii c_ 8 x8_m30 _d260.asc
c0=c_ 8 x8_m30 _d260;
mask=c_ 8 x8_m30 _d260;
mask (mask>0)=1;

% calib low
% fp=fopen (' air_ 2. dat',' rb');
fp=fopen (' oil_ 1. dat',' rb');
nframes=fread (fp,1,' int32');
freq1=fread (fp,1,' int32');
d=fread (fp,[16,inf],' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
l=mean (d,3);
l=l (9:16,9:16);

% calib high
fp=fopen (' water_ 2. dat',' rb');
nframes=fread (fp,1,' int32');
freq2=fread (fp,1,' int32');
d=fread (fp,[16,inf],' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
h=mean (d,3);
h=h (9:16,9:16);

% data file
fp=fopen (file,' rb');
nframes=fread (fp,1,' int32');
freq3=fread (fp,1,' int32');
% nframes=1000;
d=fread (fp,16*16*nframes,' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
d=d (9:16,9:16,:);
```

```
% perform calibration on whole data

MM=(1-mask)*255;

for i=1:nframes
    x=(d (:,:,i)-1)./(h-1).*(mask);
    x=imrotate (x,-135,' nearest',' crop').*mask;
    x (x>1)=1;
    x (x<0)=0;
    Ho=1-x;
    Ho=1-flipud (x');
    aux=uint8 (Ho*100+MM);
    Ho_xy (:,:,i)=aux;
end

% out=strrep (file,'.dat',' _ 8 x8_LOG _norot.v')
out=strrep (file,'.dat',' _ 8 x8_LOG.v')
fp=fopen (out,' wb');
c=fwrite (fp,Ho_xy,' uint8');
fclose (fp);

return
```

C.2 Programa para a conversão de arquivos.dat a .v (Modelo Séries).

```
function gen_v _file _ 8 x8 (file)

close all;

% read mask files
load -ascii c_ 8 x8_m30 _d260.asc
c0=c_ 8 x8_m30 _d260;
mask=c_ 8 x8_m30 _d260;
mask (mask>0)=1;

% calib low
% fp=fopen (' air_ 2. dat',' rb');
fp=fopen (' oil_ 1. dat',' rb');
nframes=fread (fp,1,' int32');
freq1=fread (fp,1,' int32');
d=fread (fp,[16,inf],' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
l=mean (d,3);
l=l (9:16,9:16);

% calib high
```

```

fp=fopen (' water_ 2. dat',' rb');
nframes=fread (fp,1,' int32');
freq2=fread (fp,1,' int32');
d=fread (fp,[16,inf],' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
h=mean (d,3);
h=h (9:16,9:16);

% data file
fp=fopen (file,' rb');
nframes=fread (fp,1,' int32');
freq3=fread (fp,1,' int32');
% nframes=1000;
d=fread (fp,16*16*nframes,' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
d=d (9:16,9:16,:);

% perform calibration on whole data
eH=72;
eL=15;
logeH=log (eH);

a=(h-1)./(log (eH)-log (eL));
b=(1*log (eH)-h*log (eL))./(log (eH)-log (eL));

MM=(1-mask)*255;

for i=1:nframes
    em=exp ((d (:,:,i)-b)./a);
    x=(eL*eH-eL*em)./(eH*em-eL*em).*mask;
    x (x>1)=1; x (x<0)=0;
    x=imrotate (x,-135,' nearest',' crop').*mask;
    Ho=x;
    aux=uint8 (Ho*100+MM);
    Ho_xy (:,:,i)=aux;
end

out=strrep (file,'.dat',' _ 8 x8_SERIES2.v')
fp=fopen (out,' wb');
c=fwrite (fp,Ho_xy,' uint8');
fclose (fp);

return

```

C.3 Programa para o cálculo da fração volumétrica (Modelo Logarítmico).

```

function gen_v_file _ 8 x8 (file)

close all;

% read mask files
load -ascii c_ 8 x8_m30 _d260.asc
c0=c_ 8 x8_m30 _d260;
mask=c_ 8 x8_m30 _d260;
mask (mask>0)=1;

% calib low
% fp=fopen (' air_ 2. dat',' rb');
fp=fopen (' oil_ 1. dat',' rb');
nframes=fread (fp,1,' int32');
freq1=fread (fp,1,' int32');
d=fread (fp,[16,inf],' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
l=mean (d,3);
l=l (9:16,9:16);

% calib high
fp=fopen (' water_ 2. dat',' rb');
nframes=fread (fp,1,' int32');
freq2=fread (fp,1,' int32');
d=fread (fp,[16,inf],' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
h=mean (d,3);
h=h (9:16,9:16);

% data file
fp=fopen (file,' rb');
nframes=fread (fp,1,' int32');
freq3=fread (fp,1,' int32');
% nframes=1000;
d=fread (fp,16*16*nframes,' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
d=d (9:16,9:16,:);

% perform calibration on whole data

for i=1:nframes
    x=(d (:,:,i)-l)./(h-l).*(mask);
    x (x>1)=1;
    x (x<0)=0;
    Ho=1-x;
    Ho_m (i)=sum (sum (Ho.*c0));
end

```

```

t=(0:(nframes-1))/500;

plot (t, Ho_m);
mean (Ho_m)

return

```

C.4 Programa para o cálculo da fração volumétrica (Modelo Séries).

```

function gen_v_file _ 8 x8 (file)

close all;

% read mask files
load -ascii c_ 8 x8_m30 _d260.asc
c0=c_ 8 x8_m30 _d260;
mask=c_ 8 x8_m30 _d260;
mask (mask>0)=1;

% calib low
% fp=fopen (' air_ 2. dat', ' rb');
fp=fopen (' oil_ 1. dat', ' rb');
nframes=fread (fp,1, ' int32');
freq1=fread (fp,1, ' int32');
d=fread (fp,[16,inf], ' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
l=mean (d,3);
l=l (9:16,9:16);

% calib high
fp=fopen (' water_ 2. dat', ' rb');
nframes=fread (fp,1, ' int32');
freq2=fread (fp,1, ' int32');
d=fread (fp,[16,inf], ' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
h=mean (d,3);
h=h (9:16,9:16);

% data file
fp=fopen (file, ' rb');
nframes=fread (fp,1, ' int32');
freq3=fread (fp,1, ' int32');
% nframes=1000;

```

```

d=fread (fp,16*16*nframes,' double');
fclose (fp);
d=reshape (d,16,16,nframes);
d=d (9:16,9:16,:);

% perform calibration on whole data
eH=72;
eL=3;
logeH=log (eH);

a=(h-1)./(log (eH)-log (eL));
b=(1*log (eH)-h*log (eL))./(log (eH)-log (eL));

for i=1:nframes
    em=exp ((d (:,:,i)-b)./a);
    Ho=(eL*eH-eL*em)./(eH*em-eL*em).*mask;
    Ho (Ho>1)=1; Ho (Ho<0)=0;
    Ho_m (i)=sum (sum (Ho.*c0));
end

t=(0:(nframes-1))/500;

plot (t,Ho_m);
mean (Ho_m)

return

```

C.5 Programa para o cálculo das distribuições de fase.

```

% Function to analyze wire-mesh sensor data
% 8 x 8 wires
% d = 26 mm
% use: wms_analysis (file,freq,Nsamples)
% where file = .V file name ' run001.v'
%         freq = frame frequency of WMS
%         Nsamples = number of samples to be analyzed
% example wms_analysis (' run001.v',500,2000);
%
function wms_analysis (file,f,n_frm,int,col)

% close all;
map=define_cmap (); % defines color map for WMS image

fp=fopen (file,' r'); % opens file to read
[data,c] = fread (fp,[8,8*n_frm],' uchar'); % read data where
n_frm is the

```



```

% number of frames to
be read
data=reshape (data,8,8,n_frm); % reshapes data to a 3 D-matrix
in the form
% v (i,j,k) where i and j are
the x,y coordinates
% indices and k is the time
indice
fclose (fp); % closes file

% load coefs to calculate mean void fraction
load -ascii c_ 8 x8_m30 _d260 _rad10.asc
cr=reshape (c_ 8 x8_m30 _d260 _rad10',8,8,10);
clear c_ 8 x8_m30 _d260 _rad10;

load -ascii c_ 8 x8_m30 _d260.asc
c0=c_ 8 x8_m30 _d260;
mask=c_ 8 x8_m30 _d260;
mask (mask>0)=1;

for k=1:n_frm
    frame=data (:,:,k);
    frame=frame.*c0;
    Ho (k)=sum (sum (frame)); % calculates mean void fraction
end

for k=1:n_frm
    for r=1:10
        frame=data (:,:,k);
        frame=frame.*cr (:,:,r);
        Ho_rad _t (k,r)=sum (sum (frame));
    end
end
for r=1:10
    Ho_rad (r)=mean (Ho_rad _t (:,r));
end

figure (1)

% plot results
% ----- Time Series
% subplot (221);
hold on;
t=0:n_frm-1;
t=t/f;
plot (t,Ho,col);
xlabel (' time (s)');
ylabel (' oil holdup (%)');
x=axis;
med=mean (Ho);

```

```

% line ([x (1) x (2)],[med med],' Color',' r','
LineStyle',' :',' LineWidth',2);

% ----- Histogram
% subplot (222);
figure (2)
hold on;
[h,m]=hist (Ho,50);
plot (m,100*h/length (Ho),col);
ylabel (' frequency (%)');
xlabel (' oil holdup (%)');
set (gca,' XLim',[0 100]);

% ----- Radial distribution
% subplot (223)
figure (3)
hold on;
rad=(0:9)/9*13;
rad=[rad (1) rad (3:10)];
Ho_rad=[Ho_rad (1) Ho_rad (3:10)];
plot (rad,Ho_rad, strcat (col,'+-'),' LineWidth',2)
ylabel (' oil holdup (%)');
xlabel (' radius (mm)');
set (gca,' XLim',[0 13]);

```

```

% subplot (224)
figure (4)
% ----- WMS image of mean void fraction
if int == 1

    [X,Y] = meshgrid (1:8);
    [XI,YI] = meshgrid (1:7/15:8);
    mask16=interp2 (X,Y,mask,XI,YI,' linear');
    mask16 (mask16<.8)=0;
    mask16 (mask16~=0)=1;
    MM=mask16;
    MM (MM==0)=255;
    MM (MM~=255)=0;

    m=(mean (data,3)).*mask;
    m=interp2 (X,Y,m,XI,YI,' spline').*mask16;
    m (mask16==0)=101;
    imshow (m,[0 101],' InitialMagnification',' fit');

    m (mask16==0)=0;
    dist_hor=sum (m,2)./sum (mask16,2);
    % dist_hor=m (:,8);
    dist_vert=sum (m,1)./sum (mask16,1);
    % dist_vert=m (8,:);
    hor=(0:15)/15*26-13;

```

```

else
    m=(mean (data,3)');
    m (mask==0)=101;
    imshow (m,[0 101],' InitialMagnification',' fit');
    colormap (map);
    colorbar;

    m (mask==0)=0;
    dist_hor=sum (m,2)./sum (mask,2);
    % dist_hor=m (:,8);
    dist_vert=sum (m,1)./sum (mask,1);
    % dist_vert=m (8,:);
    hor=(0:7)/7*26-13;
    hor2=(0:15)/15*26-13;
    dist_hor=interp1 (hor,dist_hor,hor2,' cubic');
    dist_vert=interp1 (hor,dist_vert,hor2,' cubic');
    hor=hor2;
end

figure (5)
plot (hor,dist_hor,' LineWidth',2,' Color',col);
hold on;
plot (hor,dist_vert, strcat (col,':'),' LineWidth',2);
xlabel (' distance (mm)')
hold on;
return

figure (6)
imshow (m,[0 101],' InitialMagnification',' fit');
hold on;
contour (m,[med med],' LineWidth',2,' LineColor',col)
% colormap (map);

```

Functions

```

%*****

function map=define_cmap ()
% defines color map for WMS image
for x=0:100
    r (x+1)=(255*x/100);
    b (x+1)=255*(100-x)/100;
    g (x+1)=(x+50)*(100-x)/300;
end
map=[r;g;b]'/255;
map=jet (101);
map (102,:)=[.5,.5,.5];
return

```