**UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS**

Gustavo Bochio

**Estudo experimental e numérico do escoamento
estratificado óleo-viscoso/água**

São Carlos

2019

Gustavo Bochio

**Estudo experimental e numérico do escoamento
estratificado óleo-viscoso/água**

Tese apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, para obtenção do título de Doutor em Ciências - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Termociências e Mecânica dos Fluidos

Orientador: Prof. Dr. Oscar M. H. Rodriguez

ESTE EXEMPLAR TRATA-SE DA
VERSÃO CORRIGIDA.
A VERSÃO ORIGINAL ENCONTRA-
SE DISPONÍVEL JUNTO AO
DEPARTAMENTO DE
ENGENHARIA MECANICA DA
EESC-USP.

São Carlos

2019

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

B664e Bochio, Gustavo
Estudo experimental e numérico do escoamento estratificado óleo-viscoso/água / Gustavo Bochio ; orientador Oscar M. H. Rodriguez. – São Carlos, 2019.
248 p.

Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e Área de Concentração em Termociências e Mecânica dos Fluidos – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2019.

1. Escoamento bifásico. 2. Escoamento estratificado. 3. Óleo-água. 4. Dinâmica de fluidos computacional. 5. Experimentos. 6. Modelo unidimensional. 7. Volume-of-fluid. I. Rodriguez, Oscar Mauricio Hernandez, orient. II. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Engenheiro **GUSTAVO BOCHIO**.

Título da tese: "Estudo experimental e numérico do escoamento estratificado óleo-viscoso/água".

Data da defesa: 25/11/2019.

Comissão Julgadora:

Resultado:

Prof. Associado **Oscar Mauricio Hernandez Rodriguez**
(Orientador)
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Aprovado

Prof. Associado **Paulo Celso Greco Junior**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Aprovado

Prof. Associado **Leandro Franco de Souza**
(Instituto de Ciências Matemáticas e de Computação/ICMC-USP)

Aprovado

Prof. Dr. **Marcelo Souza de Castro**
(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

Aprovado

Prof. Dr. **Igor Braga de Paula**
(Pontifícia Universidade Católica/PUC-RIO)

Aprovado

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica:
Prof. Associado **Carlos de Marqui Junior**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:
Prof. Titular **Murilo Araujo Romero**

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Olandez e Elisabete, pelo incentivo e apoio ao longo da realização da minha graduação, mestrado e deste doutorado.

À minha namorada Mariana pelo carinho, compreensão e apoio ao longo de toda a jornada.

À minha irmã Bruna, pela amizade e dedicação inspiradora.

Ao prof. Dr. Oscar M. H. Rodriguez, por disponibilizar uma excelente estrutura e pela confiança em meu trabalho ao longo dos anos de doutorado.

Aos amigos e colegas de trabalho do LEMI ao longo da jornada. Ao amigo de longa data André Quintino, a Arthur Faustino pela colaboração através da iniciação científica, aos amigos e colegas Francisco Nascimento, Daniel Chagas, Marcel Barbosa, Marlon Hernandez, Carlos Marlon Santos, Ivan Perissini, Johann Bolivar, Pedro Miranda, Luiz Enrique Vidal, Victor Baptistella, ... pelo ótimo convívio, pela colaboração ao longo do trabalho, pelas conversas técnicas e outras nem tanto.

Aos ótimos técnicos que ajudaram no desenvolvimento do trabalho, Jorge Nicolau dos Santos, Helio Donisetti Trebi, Roberto Pratavia e Pedro Donizete Luchesi.

Ao CNPq pela bolsa concedida para a realização do doutorado.

*“O estudo, a busca da verdade e da beleza são domínios
em que nos é consentido sermos crianças por toda a vida.”*

Albert Einstein

RESUMO

Bochio, G. **Estudo experimental e numérico do escoamento estratificado óleo-viscoso/água**. 2019. 248p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2019.

O escoamento estratificado óleo-água é de grande interesse para a indústria de petróleo, pois é comumente observado em oleodutos e poços direcionais. Nos últimos anos, diversos trabalhos surgiram com o intuito de analisar esse tipo de escoamento, seja através de dados experimentais ou de modelos numéricos. Contudo poucos deles focam suas análises no escoamento de líquidos com alta razão de viscosidade. Outro ponto importante é o fato que fenômenos dinâmicos comuns nesse escoamento, como a formação de ondas interfaciais e entranhamento de gotas são difíceis de modelar e motivo de estudo recorrente na área. Nesse contexto, este trabalho avalia o escoamento estratificado de óleo viscoso e água através de três abordagens distintas e complementares: experimentos, modelagem unidimensional e modelagem tridimensional utilizando técnicas de CFD. Os dados experimentais são utilizados para a validação e fechamento de correlações usadas nos modelos numéricos. A modelagem unidimensional baseia-se em um modelo da literatura, desenvolvido para escoamentos estratificados ondulados e adiciona a ele efeitos do entranhamento, através de alterações na equação de quantidade de movimento e nas propriedades médias dos fluidos. As simulações em CFD, com a técnica "Volume-of-fluid (VOF)", tentam capturar os fenômenos dinâmicos associados a escoamentos estratificados ondulados e com mistura na interface e determinar parâmetros locais do escoamento, que não podem ser obtidos através da modelagem unidimensional simplificada. Através dos dados experimentais foi possível levantar dados de distribuição de fases, fração volumétrica, perda de carga, características interfaciais e fatores de entranhamento. Os resultados dos modelos indicam vantagem na utilização de CFD frente ao modelo unidimensional para escoamentos estratificados liso e ondulado, principalmente utilizando simulações de grandes escalas para a turbulência. Para o padrão estratificado com mistura na interface, tanto o modelo em CFD quanto a modelagem unidimensional padrão mostraram-se incapazes em capturar todas as nuances do escoamento, contudo o novo modelo unidimensional proposto mostra bons resultados para a análise desse padrão de escoamento e é uma modelagem promissora que precisa ser testada mais a fundo.

Palavras-chave: Escoamento bifásico. Escoamento estratificado. Óleo-água. Experimentos. Modelo unidimensional. Dinâmica de fluidos computacional. Volume-of-fluid.

ABSTRACT

Bochio, G. **Experimental and numerical study of stratified viscous-oil/water flow**. 2019. 248p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2019.

The petroleum industry is highly interested in stratified oil-water flows, because they are common in pipelines and directional wells. In the past few years, many studies were developed to analyze this type of flow, through experiments or numerical modeling. However, just a few of these are focused in the flow of liquids with high viscosity ratio. Another important point is the fact that several dynamic phenomena of this type of flow, such as interfacial waves or droplet entrainment, are difficult to model and hence subject of many studies. In this context, this project evaluates the stratified viscous-oil/water flow using three different and complementary approaches: experiments, one-dimensional and three-dimensional modeling using CFD techniques. The experimental data is used to validate and to provide closure correlations used in the numerical models. The one-dimensional model proposed is based in one from the literature, developed to stratified wavy flows. The effects of entrainment are added to the model through changes in the momentum equation and in the mean properties of the fluids. The CFD simulations, using Volume-of-fluid (VOF) try to reproduce the dynamics associated with stratified flows and determine local parameters of the flow that can not be obtained through the simplified one-dimensional models. With the experimental data it was possible to define values of phases distribution, volumetric fractions, pressure drop, interfacial features and entrainment factor. The models' results show an advantage in using CFD in comparison with the one-dimensional model to stratified smooth and wavy flows, especially using large eddy simulations for turbulence. When evaluating the stratified flow with mixture at the interface, both CFD and the one-dimensional model were unable to properly represent the flow, however the new proposed one-dimensional model showed good results in the analysis of this flow pattern and it is a promising tool that needs to be further evaluated.

Keywords: Two-phase flow. Stratified oil-water flow. Experiments. One-dimensional model. Computational fluid dynamics. Volume-of-fluid.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – (a) Padrões para escoamento ar-água ascendente, observados por Taitel, Barnea e Dukler (1980); (b) Mapa de transições proposto	34
Figura 2 – Mapa de fluxo para escoamento ar-água na horizontal	35
Figura 3 – Padrões de escoamento observados por Trallero (1995)	36
Figura 4 – Padrões de escoamento observados por Elseth (2001)	37
Figura 5 – Mecanismos de entranhamento em escoamento anular gás-líquido cocorrente horizontal	40
Figura 6 – Balanço de forças em uma onda deformada na interface óleo-água	41
Figura 7 – Representação do escoamento estratificado óleo-água	55
Figura 8 – Representação do escoamento estratificado ondulado óleo-água	58
Figura 9 – Representação de um escoamento estratificado com entranhamento de gotas	61
Figura 10 – Representação esquemática do entranhamento de gotas. Extraída de Hadžiabdić e Oliemans (2007).	63
Figura 11 – Representação de uma isosuperfície traçada pelo algoritmo IsoAdvect	68
Figura 12 – Evolução da linha face-interface para cada tempo que a mesma atinge um vértice	69
Figura 13 – Notação auxiliar para calcular a interseção face-interface em passos intermediários	70
Figura 14 – Fluxograma dos passos realizados pelo código unidimensional	80
Figura 15 – Representação esquemática do oleoduto piloto do NETeF. Siglas presentes na tabela 1.	82
Figura 16 – Oleoduto piloto	82
Figura 17 – Interface do programa em <i>LabView</i> [®] responsável pelo controle e aquisição nos experimentos.	84
Figura 18 – Duas tomadas de pressão do oleoduto piloto, indicadas pelas setas brancas	85
Figura 19 – " <i>Manifold</i> " usado na medida diferencial de pressão	85
Figura 20 – Sensor diferencial de pressão Endress Hauser Deltabar S PMD 75	86
Figura 21 – Seção de visualização de vidro preenchida com glicerina	87
Figura 22 – Padrão quadriculado usado na calibração das imagens obtidas pela câmera de alta velocidade	87
Figura 23 – Imagem de escoamento estratificado ondulado (SW) obtida durante os experimentos	88
Figura 24 – Imagem de escoamento estratificado ondulado (SW) e interface detectada pelo algoritmo em verde	88

Figura 25 – Definição de características geométricas da onda (a) Amplitude - α_{wv} ; (b) Comprimento - λ_{wv} . Extraído de Castro (2013).	89
Figura 26 – Exemplo de padrão ST&MI após cada um dos passos de processamento e gotas detectadas pelo algoritmo	90
Figura 27 – Válvula de fechamento rápido presente no oleoduto piloto	91
Figura 28 – Distribuição de óleo e água em seção transversal de tubo obtida pelo sensor <i>wire-mesh</i>	91
Figura 29 – Padrões de escoamento obtidos por Castro (2013) (a)estratificado liso; (b)estratificado ondulado; (c)estratificado misturado com gotas de óleo na água	93
Figura 30 – Padrão estratificado misturado com gotas de óleo em água; (a)seção à jusante; (b)seção à montante.	93
Figura 31 – Esquema experimental para obtenção do fator de entranhamento	95
Figura 32 – viscosidade dinâmica média do óleo em função da temperatura.	96
Figura 33 – Detalhes da malha grosseira na seção transversal do tubo e na direção longitudinal	99
Figura 34 – Detalhes da malha refinada usada para os padrões ST e SW (equações RANS) - seções transversal e longitudinal	99
Figura 35 – Detalhes da malha refinada usada para os padrões SW (equações LES) e ST&MI - seções transversal e longitudinal	100
Figura 36 – Fronteiras do domínio	101
Figura 37 – Fronteiras do domínio para modelos usando LES	102
Figura 38 – Padrão estratificado liso - ST ($U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,027 \text{ m/s}$). . .	105
Figura 39 – Padrão estratificado ondulado - SW ($U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$).105	
Figura 40 – Padrão estratificado com mistura na interface - ST&MI ($U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} =$ $0,252 \text{ m/s}$).	105
Figura 41 – Padrão gotas de óleo em água - G ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,222 \text{ m/s}$).105	
Figura 42 – Mapa de fluxo obtido a partir dos pontos experimentais ($0,015 \text{ m/s} \leq$ $U_{os} \leq 0,25 \text{ m/s}$; $0,019 \text{ m/s} \leq U_{ws} \leq 0,276 \text{ m/s}$).	106
Figura 43 – Distribuição média das fases medidas pelo WMS e usando cada modelo de permissividade($U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,027 \text{ m/s}$)	109
Figura 44 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: CFD (mapa de cores à esquerda), modelo unidimensional (linha tracejada à esquerda) e WMS (mapa de cores à direita) - (a) ST_1 ; (b) ST_2 ; (c) ST_3	111
Figura 45 – Imagem longitudinal com a distribuição das fases. De cima para baixo: fotografia obtida nos experimentos; simulação em CFD; reconstrução com medidas do WMS - $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,027 \text{ m/s}$	112

Figura 46 – Imagem longitudinal com a distribuição das fases. De cima para baixo: fotografia obtida nos experimentos; simulação em CFD; reconstrução com medidas do WMS - $U_{os} = 0,039\text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,019\text{ m/s}$	112
Figura 47 – Comparação entre <i>wire-mesh</i> , CFD e modelo unidimensional para a predição de fração volumétrica - Padrão estratificado liso	113
Figura 48 – Comparação CFD e modelo unidimensional para a predição de gradiente de pressão - Padrão estratificado liso	114
Figura 49 – Campo de velocidade na seção transversal e perfil de velocidade no plano médio longitudinal - (a) $U_{os} = 0,015\text{ m/s}$ e $U_{ws} = 0,027\text{ m/s}$; (b) $U_{os} = 0,039\text{ m/s}$ e $U_{ws} = 0,019\text{ m/s}$; (c) $U_{os} = 0,081\text{ m/s}$ e $U_{ws} = 0,019\text{ m/s}$	115
Figura 50 – Comparação entre imagens do escoamento SW e simulação usando RANS e $k - \omega\ SST$ ($U_{os} = 0,039\text{m/s}$; $U_{ws} = 0,125\text{m/s}$)	117
Figura 51 – Distribuição de viscosidade turbulenta em um escoamento estratificado ondulado ($U_{os} = 0,039\text{m/s}$; $U_{ws} = 0,125\text{m/s}$): (a) CFD sem atenuação da turbulência na interface; (b) CFD com atenuação da turbulência na interface. A linha branca indica a posição interfacial.	118
Figura 52 – Topologia do escoamento estratificado ondulado ($U_{os} = 0,039\text{m/s}$; $U_{ws} = 0,125\text{m/s}$): (a)Fotografia experimental; (b) CFD sem atenuação turbulenta na interface; (c) CFD com atenuação turbulenta na interface . . .	119
Figura 53 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: (i)CFD usando RANS (mapa de cores) e modelo unidimensional (linha tracejada); (ii) CFD usando LES (mapa de cores) e modelo unidimensional (linha tracejada); (iii) WMS - (a) SW_1 ; (b) SW_3 ; (c) SW_5	120
Figura 54 – Distribuição de fases instantânea na seção longitudinal de cima para baixo: Fotografia do experimento; CFD RANS; CFD LES; Reconstrução a partir do WMS - (a) SW_1 ; (b) SW_3 ; (c) SW_5	123
Figura 55 – Característica geométrica das ondas em função do número de Froude modificado(Eq.4.4) - Dados por processamento de imagem e simulações LES	124
Figura 56 – Característica geométrica das ondas em função do número de Froude modificado(Eq.4.4) - Simulações LES e RANS	124
Figura 57 – Comparação entre <i>wire-mesh</i> , CFD usando RANS e LES e modelo unidimensional para a predição de fração volumétrica - Padrão estratificado ondulado	127
Figura 58 – Comparação entre CFD usando RANS e LES e modelo unidimensional para a predição de gradiente de pressão - Padrão estratificado ondulado	128

Figura 59 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,015m/s$ e $U_{ws} = 0,075m/s$: (a) Simulação RANS com modelo $k - \omega$ SST (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.	129
Figura 60 – Exemplo de vale e pico de onda usado na obtenção dos perfis de velocidade	130
Figura 61 – Perfil de velocidades instantâneo no plano central do tubo, em um vale (preto) e um pico (azul) de onda - $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$. (a) CFD RANS; (b) CFD LES.	130
Figura 62 – Perfil de velocidades médio no plano central do tubo, em um vale (preto) e um pico (azul) de onda - $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,075m/s$. (a) CFD RANS; (b) CFD LES.	131
Figura 63 – Perfil de velocidades instantâneo no plano central do tubo, em um vale (preto) e um pico (azul) de onda - $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$. (a) CFD RANS; (b) CFD LES.	131
Figura 64 – Intensidade e linhas de corrente do escoamento secundário médio na seção transversal: simulação usando RANS acima e utilizando LES abaixo - (a) SW_4; (b) SW_5	134
Figura 65 – Processo de desprendimento de gotas de óleo - (a) Deformação do vale de uma onda; (b) Formação de uma estrutura alongada ; (c) Desprendimento da estrutura; (d) Nova gota formada.	135
Figura 66 – Processo de desprendimento de gotas de óleo visualizado com CFD, $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$ - (a) Deformação do vale de uma onda; (b) Formação de uma estrutura alongada ; (c) Nova gota formada.	136
Figura 67 – Variação do gradiente de pressão com o fator de entranhamento ($U_{os} = 0,081 m/s$; $U_{ws} = 0,185 m/s$).	137
Figura 68 – Variação do gradiente de pressão com a taxa de entranhamento ($U_{os} = 0,081 m/s$; $U_{ws} = 0,185 m/s$).	138
Figura 69 – Comparação entre o gradiente de pressão experimental e o previsto por modelos unidimensionais ($U_{os} = 0,039 m/s$)	139
Figura 70 – Posição da interface $U_{os} = 0,039 m/s$ e $U_{ws} = 0,252 m/s$: modelo de Rodriguez e Baldani (2012) (tracejado); modelo proposto com $E_o = 0,13$ (vermelho)	140
Figura 71 – Processamento de um frame para obtenção do volume de gotas.	142
Figura 72 – Foto do escoamento mostrando um conjunto de gotas sobrepostas.	142
Figura 73 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: (i) CFD usando LES (mapa de cores à esquerda); (ii) modelo unidimensional de Rodriguez e Baldani (2012) (linha tracejada cinza); (iii) Modelo unidimensional proposto (linha tracejada roxa); (iv) sensor <i>wire-mesh</i> (mapa de cores à direita).	144

Figura 74 – Distribuição de fases instantânea na seção longitudinal de cima para baixo: Fotografia do experimento; CFD LES; Reconstrução a partir do WMS	146
Figura 75 – Representação da reconstrução da interface do método <i>IsoAdvector</i> para uma gota muito próxima à interface entre os fluidos	147
Figura 76 – Vista superior de escoamento estratificado com mistura - (a) Imagem experimental extraída de Castro (2013); (b) Imagem obtida de simulação numérica.	148
Figura 77 – Comparação entre <i>wire-mesh</i> , CFD e modelo unidimensional para a predição de fração volumétrica - Padrão estratificado com mistura na interface.	149
Figura 78 – gradiente de pressão obtido experimentalmente para $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$.	150
Figura 79 – Comparação entre CFD, modelo unidimensional de Rodriguez e Baldani (2012) e modelo unidimensional proposto para predizer gradiente de pressão - Padrão estratificado com mistura na interface.	152
Figura 80 – Campo de velocidades obtidos com CFD ao longo da seção transversal para padrão estratificado com mistura na interface. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.	153
Figura 81 – Perfil de velocidades obtidos com CFD na seção longitudinal central da tubulação. As regiões de vale (preto) e pico (azul) seguem a definição da figura 60.	154
Figura 82 – Distribuição de fios no sensor Wire-mesh.	179
Figura 83 – Representação do circuito elétrico no sensor wire-mesh. Adaptado de Peña (2015).	180
Figura 84 – Estrutura de arquivos das simulações RANS usando OpenFOAM. Setas indicam diretórios e círculos indicam arquivos.	183
Figura 85 – Estrutura de arquivos das simulações LES usando OpenFOAM. Setas indicam diretórios e círculos indicam arquivos.	203
Figura 86 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: CFD (mapa de cores à esquerda), modelo unidimensional (linha tracejada à esquerda) e WMS (mapa de cores à direita).	211
Figura 87 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: (i)CFD usando RANS (mapa de cores) e modelo unidimensional (linha tracejada); (ii) CFD usando LES (mapa de cores) e modelo unidimensional (linha tracejada); (iii) WMS.	213

Figura 88 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: (i)CFD usando LES (mapa de cores à esquerda); (ii) modelo unidimensional de Rodriguez e Baldani (2012) (linha tracejada cinza); (iii) Modelo unidimensional proposto (linha tracejada roxa); (iv) sensor <i>wire-mesh</i> (mapa de cores à direita).	216
Figura 89 – Imagem longitudinal com a distribuição das fases. De cima para baixo: fotografia obtida nos experimentos; simulação em CFD; reconstrução com medidas do WMS.	217
Figura 90 – Distribuição de fases instantânea na seção longitudinal de cima para baixo: Fotografia do experimento; CFD RANS; CFD LES; Reconstrução a partir do WMS.	220
Figura 91 – Distribuição de fases instantânea na seção longitudinal de cima para baixo: Fotografia do experimento; CFD LES; Reconstrução a partir do WMS.	224
Figura 92 – Campo de velocidade na seção transversal e perfil de velocidade no plano médio longitudinal.	225
Figura 93 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,015m/s$ e $U_{ws} = 0,075m/s$: (a)Simulação RANS com modelo $k - \omega SST$ (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.	226
Figura 94 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,015m/s$ e $U_{ws} = 0,125m/s$: (a)Simulação RANS com modelo $k - \omega SST$ (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.	227
Figura 95 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,039m/s$ e $U_{ws} = 0,075m/s$: (a)Simulação RANS com modelo $k - \omega SST$ (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.	228
Figura 96 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,039m/s$ e $U_{ws} = 0,125m/s$: (a)Simulação RANS com modelo $k - \omega SST$ (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.	229
Figura 97 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,081m/s$ e $U_{ws} = 0,075m/s$: (a)Simulação RANS com modelo $k - \omega SST$ (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.	230

Figura 98 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,099m/s$ e $U_{ws} = 0,075m/s$: (a)Simulação RANS com modelo $k - \omega SST$ (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.	231
Figura 99 – Campo de velocidades obtidos com CFD ao longo da seção transversal para padrão estratificado com mistura na interface. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.	235
Figura 100–Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,015 m/s$; $U_{ws} = 0,075 m/s$).	235
Figura 101–Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,015 m/s$; $U_{ws} = 0,125 m/s$).	236
Figura 102–Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,039 m/s$; $U_{ws} = 0,075 m/s$).	236
Figura 103–Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,039 m/s$; $U_{ws} = 0,125 m/s$).	237
Figura 104–Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,081 m/s$; $U_{ws} = 0,075 m/s$).	237
Figura 105–Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,099 m/s$; $U_{ws} = 0,075 m/s$).	238
Figura 106–Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,015 m/s$; $U_{ws} = 0,222 m/s$).	238
Figura 107–Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,015 m/s$; $U_{ws} = 0,252 m/s$).	239
Figura 108–Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,039 m/s$; $U_{ws} = 0,185 m/s$).	239
Figura 109–Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,039 m/s$; $U_{ws} = 0,252 m/s$).	240

Figura 110 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$).	240
Figura 111 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,166 \text{ m/s}$).	241
Figura 112 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,185 \text{ m/s}$).	241
Figura 113 – Intensidade e linhas de corrente do escoamento secundário médio na seção transversal: simulação usando RANS acima e utilizando LES abaixo.	248

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Descrição dos equipamentos no esquema da fig. 15	81
Tabela 2 – Viscosidade dinâmica do óleo em função da tempertura	96
Tabela 3 – Densidade e viscosidade dos fluidos	96
Tabela 4 – Características das malhas computacionais	100
Tabela 5 – Condições de contorno para velocidade, pressão e fração de água	100
Tabela 6 – Pontos de padrão estratificado liso analisados	106
Tabela 7 – Fração volumétrica de óleo (ε_o) obtida com diversos modelos de per- missividade	107
Tabela 8 – Posição da interface medido a partir de imagens laterais - Distância do centro da tubulação	110
Tabela 9 – Fração volumétrica de óleo - Padrão ST	110
Tabela 10 – Gradiente de pressão - Padrão ST	110
Tabela 11 – Velocidade média da camada de óleo e água (modelo 1D e CFD); velocidade na interface (CFD)	116
Tabela 12 – Pontos de padrão estratificado ondulado analisados	116
Tabela 13 – Amplitude e comprimento de onda médio obtido para cada escoamento avaliado	125
Tabela 14 – Fração volumétrica de óleo - Padrão SW	126
Tabela 15 – Gradiente de pressão - Padrão SW	127
Tabela 16 – Fatores de entranhamento associados à figura 69	139
Tabela 17 – Volume mínimo, máximo e médio de gotas entranhadas medido a partir de imagem longitudinal do escoamento.	142
Tabela 18 – Fator de entranhamento	143
Tabela 19 – Fração volumétrica de óleo - padrão ST&MI	149
Tabela 20 – Gradiente de pressão - padrão ST&MI	151

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ST	Padrão estratificado liso
ST&MI	Padrão estratificado com mistura na interface
Do/w&w	Padrão dispersão de óleo sobre camada de água
o/w	Padrão emulsão de óleo em água ou dispersão homogênea de óleo em água
w/o	Padrão emulsão de água em óleo ou dispersão homogênea de água em óleo
Dw/o&Do/w	Padrão dispersão de óleo em água e dispersão de água em óleo
SS	Padrão estratificado suave
SW	Padrão estratificado ondulado
SM	Padrão estratificado misturado
Do-Dp	Padrão de dispersão contínua de óleo com camada densa de gotas de água
Dw-Dp	Padrão de dispersão contínua de água com camada densa de gotas de óleo
Do-I	Padrão dispersão contínua de óleo - não homogênea
Do-I	Padrão dispersão contínua de água - não homogênea
Do-H	Padrão dispersão contínua de óleo - homogênea
Dw-H	Padrão dispersão contínua de água - homogênea
CFD	Dinâmica de fluidos computacional
1D	Unidimensional
RANS	Equações de Navier-Stokes com média de Reynolds
LES	Modelo de simulação de grandes escalas
WALE	Modelo de viscosidade turbulenta local adaptada à parede
VOF	Modelo <i>volume-of-fluid</i>

AIAD	Densidade de área interfacial algébrica
CSF	Força superficial contínua
MULES	Limitador multidimensional universal para solução explícita
PISO	Pressão implícita com divisão dos operadores
MPI	Interface de passagem de mensagens
EESC	Escola de Engenharia de São Carlos
LETef	Laboratório de engenharia térmica e fluidos
LEMI	Laboratório de escoamentos multifásicos industriais
USP	Universidade de São Paulo

LISTA DE SÍMBOLOS

α	Fração de água
F_d	Força de arrasto
F_σ	Força superficial
ρ	Densidade
μ	Viscosidade dinâmica
μ_t	Viscosidade dinâmica turbulenta
ν	Viscosidade cinemática
ν_t	Viscosidade cinemática turbulenta
ε_k	fração volumétrica <i>in situ</i> da fase k
k	Energia cinética turbulenta
s	Deslizamento entre as fases
ϵ	Dissipação de energia cinética turbulenta
ω	Dissipação de energia cinética turbulenta específica
C_k	Fração volumétrica da fase k
Q_k	Vazão da fase k
A	Área da seção transversal do tubo
D	Diâmetro do tubo
L	Comprimento do tubo
P, p	Pressão
β	Ângulo de inclinação do tubo
h	Altura média entre a parte inferior do tubo e a interface
A_k	Área da seção transversal ocupada pela fase k
S_w	Perímetro molhado pela água
S_o	Perímetro molhado pelo óleo

S_i	Perímetro interfacial
D_{hk}	Diâmetro hidráulico da fase k
f_k	Fator de cisalhamento da fase k
τ_w	tensão parietal da água
τ_o	tensão parietal do óleo
τ_i	tensão interfacial
r_c	Raio de curvatura da interface
$\mathbf{U}$	Vetor de velocidade
$\mathbf{u}'$	Flutuações de velocidade
u	Componente do vetor velocidade na direção x
v	Componente do vetor velocidade na direção y
w	Componente do vetor velocidade na direção z
U_{ks}	Velocidade superficial da fase k
U_s	Velocidade da mistura
U_k	Velocidade <i>in situ</i> da fase k
E_k	Fator de entranhamento da fase k na oposta
$\dot{E}_k$	Taxa de entranhamento da fase k na oposta
$\dot{e}_k$	Taxa de entranhamento específica da fase k na oposta
$\mathbf{T}$	Tensor deviatório de tensões viscosas
$\mathbf{f}_b$	Forças de campo por unidade de massa
$\mathbf{f}_\sigma$	Força de tensão superficial
κ	Curvatura da interface
$\mathbf{g}$	Vetor aceleração da gravidade
ϕ_j	Fluxo volumétrico através da face j de um elemento de malha
H	Função indicadora
$\widetilde{P}_k$	Termo de produção de energia cinética turbulenta

S	Invariante do tensor taxa de deformação
y^+	Distância adimensional da parede
Δ	Comprimento de corte em filtro LES
Re	Número de Reynolds
Co	Número de Courant
Eo	Número de Eotvos

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	33
1.1	Padrões de Escoamento	34
1.1.1	Escoamentos gás-líquido	34
1.1.2	Escoamentos líquido-líquido	35
1.2	Modelagem unidimensional	36
1.3	Entranhamento	39
1.4	Simulações em CFD	43
1.5	Objetivos	50
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	53
2.1	Parâmetros básicos dos escoamentos bifásicos	53
2.2	Modelagem unidimensional do escoamento estratificado óleo-água	54
2.2.1	Modelo de Trallero	55
2.2.2	Modelo de Rodriguez e Baldani	57
2.3	Modelagem de entranhamento	60
2.3.1	Fator de entranhamento	60
2.3.2	Taxa de entranhamento	62
2.4	Modelo Volume-of-fluid (VOF)	64
2.4.1	<i>isoAdvector</i>	66
2.4.1.1	Reconstrução da interface	67
2.4.1.2	Advecção da interface	68
2.5	Modelos de turbulência	71
2.5.1	Equações médias de Reynolds (RANS)	71
2.5.1.1	Modelo $k - \omega$ SST	73
2.5.2	Equações de simulações de grandes escalas (LES)	74
2.5.2.1	Modelo WALE	76
3	METODOLOGIA	79
3.1	Modelo Unidimensional	79
3.2	Experimentos	81
3.2.1	Instalação experimental	81
3.2.2	Estação de controle	83
3.2.3	Medições de gradiente de pressão	83
3.2.4	Visualização do escoamento	86
3.2.4.1	Medições da onda interfacial	88
3.2.4.2	Medições de gotas no escoamento	88

3.2.5	Medições de <i>hold up</i>	90
3.2.6	Medições de taxa de entranhamento	92
3.2.7	Medições de fator de entranhamento	94
3.3	Simulações em CFD	95
3.3.1	Características físicas e geométricas	95
3.3.2	<i>Solver</i>	96
3.3.3	Configurações do <i>solver</i>	97
3.3.4	Malha	98
3.3.5	Condições de contorno	100
3.3.6	Medidas de fração volumétrica e gradiente de pressão nas simulações	102
4	RESULTADOS	103
4.1	Padrões de escoamento e mapa de fluxo	103
4.2	Padrão estratificado liso	106
4.2.1	Distribuição das fases e fração volumétrica	106
4.2.2	Gradiente de pressão	110
4.2.3	Campo de velocidade	113
4.3	Padrão estratificado ondulado	116
4.3.1	Atenuação da turbulência na interface	116
4.3.2	Distribuição das fases, características da onda interfacial e fração volumétrica	119
4.3.3	Gradiente de pressão	127
4.3.4	Campo de velocidade e escoamento secundário	128
4.4	Padrão estratificado com mistura na interface	135
4.4.1	Mecanismo de formação de gotas	135
4.4.2	Avaliação da modelagem unidimensional	136
4.4.3	Estimativa do volume de gotas, fator e taxa de entranhamento	141
4.4.4	Distribuição das fases e fração volumétrica	143
4.4.5	Gradiente de pressão	150
4.4.6	Campo de velocidades	152
5	CONCLUSÕES	155
5.0.1	Trabalhos futuros	159
	REFERÊNCIAS	161

APÊNDICES	167
APÊNDICE A – MODELO UNIDIMENSIONAL - CÓDIGO EM MATLAB	169
APÊNDICE B – ANÁLISE DE INCERTEZAS EXPERIMENTAIS	177
APÊNDICE C – SENSOR WIRE-MESH	179
APÊNDICE D – CÓDIGO DO OPENFOAM	183
D.0.1 Simulação utilizando o método RANS	183
D.0.2 system/controlDict	185
D.0.3 system/fvSchemes	187
D.0.4 system/fvSolution	189
D.0.5 system/fvOptions	191
D.0.6 system/decomposeParDict	193
D.0.7 constant/g	194
D.0.8 constant/transportProperties	195
D.0.9 constant/turbulenceProperties	196
D.0.10 0/U	197
D.0.11 0/p_rgh	198
D.0.12 0/alpha.water	199
D.0.13 0/nut	200
D.0.14 0/k	201
D.0.15 0/omega	202
D.0.16 constant/turbulenceProperties	204
D.0.17 constant/fvOptions	205
D.0.18 0/U	206
D.0.19 0/p_rgh	207
D.0.20 0/alpha.water	208
D.0.21 0/nut	209
APÊNDICE E – DISTRIBUIÇÃO DE FASES	211
APÊNDICE F – CAMPO DE VELOCIDADES	225
APÊNDICE G – ESCOAMENTO SECUNDÁRIO	243

1 INTRODUÇÃO

Muitos processos naturais são caracterizados por escoamentos bifásicos, ou seja, pelo escoamento de duas fases imiscíveis. Alguns exemplos comuns desse tipo de escoamento são: água fervente, nuvens e areia movediça. Todavia, o grande interesse nesse fenômeno físico está em suas aplicações industriais.

Escoamentos bifásicos podem ser divididos conforme a natureza física das fases que estão escoando e são importantes em diversas aplicações:

- Escoamento gás-líquido: encontrado em evaporadores, ebulidores, plantas de refrigeração, sistemas de transporte de gás e óleo em tubulações e plantas de tratamento de esgoto;
- Escoamento gás-sólido: comum na indústria química com o transporte de material particulado, processo de combustão e leitos fluidizados;
- Escoamento líquido-líquido: muito importante na indústria de petroquímica, pelo escoamento de óleo e água em oleodutos;
- Escoamento líquido-sólido: visto em sistemas de transporte hidráulico de materiais sólidos e também encontrado em separadores, como o ciclone hidráulico.

Nos últimos anos, a indústria petrolífera vem incentivando a pesquisa de modelos que sejam capazes de avaliar escoamentos bifásicos com precisão e permitam realizar projetos mais enxutos, econômicos e seguros. Paralelamente, a comunidade científica aprofundou seu trabalho a fim de compreender melhor os fenômenos físicos por trás desse tipo de escoamento. De fato, existe um grande número de trabalhos que avaliam escoamentos gás-líquido, todavia estudos sobre escoamentos líquido-líquido ainda são escassos, porque durante muito tempo optou-se por considerar a mistura de líquidos como homogênea ou um pseudo-fluido. Contudo essa abordagem é bastante limitada e incapaz de atender à crescente necessidade de melhoria de processos e modelagem. Em especial, o escoamento estratificado óleo-água tem ganhado interesse por ser bastante comum na indústria de petróleo, uma vez que tende a prevalecer em tubulações na horizontal ou com pequenas inclinações, muito vistas em poços direcionais e oleodutos.

As seções a seguir apresentam uma revisão de trabalhos importantes para o entendimento de escoamentos bifásicos, em especial escoamento estratificado óleo-água.

Figura 1 – (a) Padrões para escoamento ar-água ascendente, observados por Taitel, Barnea e Dukler (1980); (b) Mapa de transições proposto

1.1 Padrões de Escoamento

1.1.1 Escoamentos gás-líquido

O que torna escoamentos bifásicos especialmente complexos é o fato deles poderem assumir diferentes configurações espaciais, também conhecidas como padrões de escoamento. Esses padrões podem variar bruscamente, dificultando a predição de parâmetros importantes do escoamento, como a perda de carga e frações volumétricas.

Tomando apenas escoamentos internos, existem alguns parâmetros importantes que ditam quais padrões de escoamento são observados: geometria e orientação do duto, condições de operação (temperatura, vazões e pressão) e as propriedades físicas das fases (densidade, viscosidade e tensão superficial). Assim, diversos estudos focaram seus esforços em obter os chamados mapas de fluxo, ou seja, gráficos capazes de prever o padrão de escoamento, dada a geometria do duto e propriedades dos fluidos.

Oshinowo e Charles (1974) estudaram o escoamento descendente de ar e água em tubos verticais. Eles observaram seis padrões de escoamentos diferentes (bolhas, pistonado, filme descendente, filme descendente com bolhas, agitante e anular com gotas dispersas). Os autores propuseram um mapa de fluxo capaz de prever a transição entre esses padrões, entretanto o mapa foi baseado puramente em dados empíricos.

Taitel, Barnea e Dukler (1980) identificaram cinco padrões de escoamento e determinaram um mapa de fluxos (fig. 1) para o caso do escoamento de ar e água ascendendo em um tubo. Os autores basearam-se em parâmetros físicos e estudos de estabilidade de escoamento para determinar as fronteiras de transição. A grande vantagem da abordagem utilizada pelos autores está no melhor entendimento dos fenômenos físicos que regem as transições entre padrões e a generalização do mapa para diferentes fluidos.

Figura 2 – Mapa de fluxo para escoamento ar-água na horizontal baseado em parâmetros adimensionais (TAITEL; DUKLER, 1976)

Para escoamentos gás-líquido na horizontal, Taitel e Dukler (1976) propuseram critérios para avaliar a transição entre os cinco diferentes padrões que eles identificaram (fig. 2). Embora alguns dos critérios utilizados sejam controversos, o trabalho foi importante para servir de fundação para o desenvolvimentos de mapas de transição mais coerentes e baseados em parâmetros físicos, em contraponto a abordagens puramente empíricas.

1.1.2 Escoamentos líquido-líquido

As diferenças entre os padrões de escoamento líquido-líquido e gás-líquido são significativas. Isso pode ser associado a diferenças nas propriedades físicas dos fluidos nos dois casos. As relações de densidades e viscosidades podem variar significativamente, quando comparadas ao caso gás-líquido.

Um trabalho proeminente nessa área foi o de Trallero (1995). O autor analisou o escoamento óleo-água em tubulação horizontal de 2". O óleo utilizado possuía viscosidade $29 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ e densidade 884 kg/m^3 . Neste trabalho foram observados 6 padrões de escoamento diferentes, ilustrados na figura 3: estratificado (ST), estratificado com mistura na interface (ST & MI), dispersão de óleo em água sobre camada de água (Do/w & w), emulsão de óleo em água ou dispersão homogênea de óleo em água (o/w), emulsão de água em óleo ou dispersão homogênea de água em óleo (w/o) e dispersão de óleo em água e dispersão de água em óleo (Dw/o & Do/w).

Elseth (2001) estudou o escoamento óleo-água em tubo horizontal de 56,3 mm, com óleo de viscosidade $1,64 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ e densidade 790 kg/m^3 . O autor utilizou observações visuais e densitometria de raios gama para determinar os padrões de escoamento. Foram propostos 11 padrões diferentes (figura 4), que podem ser considerados expansões dos

Figura 3 – Padrões de escoamento observados por Trallero (1995)

listados por Trallero (1995).

Não existe um consenso sobre qual classificação de padrões é mais correta; reflexo da grande diversidade de propriedades do óleo, sendo que a razão de viscosidade óleo-água pode variar de mais de um milhão até menos de um e seu padrão reológico pode ser Newtoniano ou não-Newtoniano (XU, 2007). Dessa forma, é importante que seja escolhida aquela que melhor se enquadra em seu problema de interesse, levando em consideração que devem ser apresentados critérios concisos para determinar a transição de um padrão para outro.

A quantidade de trabalhos sobre escoamento líquido-líquido com alta razão de viscosidade, por exemplo, é escassa, embora a ocorrência do mesmo não seja rara na indústria petroquímica. O trabalho de (CASTRO, 2013) avaliou experimentalmente o escoamento óleo-água com um óleo muito viscoso ($200 \text{ mPa} \cdot \text{s}$ aproximadamente) em uma tubulação de 1 polegada na horizontal e sob pequenas inclinações. Nesse estudo foram observados padrões de escoamento que diferem dos apresentados: estratificado liso, estratificado ondulado, estratificado com mistura na interface, gotas de óleo em água, intermitente, dispersão de óleo em fase contínua de água e anular ou *core-flow*.

1.2 Modelagem unidimensional

A determinação do padrão de escoamento é importante, pois ela influencia diretamente a modelagem do problema. Por exemplo, sabe-se que com o modelo homogêneo somos capazes de obter bons resultados para um escoamento de gotas dispersas, mas os

Estratificado Suave (SS)

Estratificado Ondulado (SW)

Estratificado Misturado (SM)
com gotas de água no óleo Estratificado Misturado (SM)
com gotas de óleo na água Estratificado Misturado (SM)
com gotas de água no óleo e
óleo na água Dispersão contínua de óleo
com camada densa de gotas
de água (Do-Dp) Dispersão contínua de água
com camada densa de gotas
de óleo (Dw-Dp) Dispersão contínua de óleo -
não homogênea (Do-I) Dispersão contínua de água -
não homogênea (Dw-I) Dispersão contínua de óleo -
homogênea (Do-H) Dispersão contínua de água -
homogênea (Dw-H)

Figura 4 – Padrões de escoamento observados por Elseth (2001)

resultados são muito pobres para um escoamento estratificado. Saber avaliar a melhor abordagem baseado na distribuição geométrica das fases é extremamente importante no desenvolvimento de novos modelos preditivos. Esta seção irá focar nos principais modelos unidimensionais desenvolvidos para escoamentos estratificado liso e estratificado ondulado.

Durante algum tempo, pesquisadores na área de escoamentos bifásicos tentaram desenvolver modelos independentes do padrão de escoamento, como [Lockhart e Martinelli \(1949\)](#) e [Hoogendoorn \(1959\)](#). Embora esses trabalhos ainda sejam utilizados em muitas aplicações, tratam-se de correlações obtidas a partir de vários pontos experimentais; assim, não se preocupam em entender os fenômenos físicos que regem o escoamento. Além disso, sua aplicabilidade é limitada, podendo gerar altas incertezas.

[Ishii e Hibiki \(1975\)](#) propuseram o modelo de dois fluidos, que foi então empregado para escoamento estratificado gás-líquido com interface plana e lisa. Essa abordagem utiliza as equações de quantidade de movimento para ambas as fases, acoplando-as através do gradiente de pressão e aplicando correlações para calcular as tensões de cisalhamento parietais e interfacial. Feito isso, as equações passam a depender apenas de parâmetros geométricos e basta determinar a posição da interface para a solução do problema. [Taitel e Dukler \(1976\)](#) utilizaram o modelo de dois fluidos para derivar os critérios de transição para escoamentos gás-líquido na horizontal.

A modelagem proposta por [Taitel e Dukler \(1976\)](#) utiliza correlações de fechamento baseadas em escoamentos monofásicos, sendo que as limitações desta prática foram notadas por vários pesquisadores ([ULLMANN et al., 2003](#); [ULLMANN et al., 2004](#)). Os principais problemas desta abordagem estão relacionados à desconsideração de fenômenos característicos de escoamentos bifásicos, tais como a presença de interface curva, ondas interfaciais e entranhamento de gotas. A fim de contornar este problema, [Ullmann e Brauner \(2006\)](#) alteraram o modelo a fim de melhor representar escoamentos estratificado liso e ondulado gás-líquido. Os autores propuseram a utilização de uma interface de curvatura constante e introduziram novas correlações para cisalhamento na interface e cisalhamento entre o líquido e a parede. O modelo conseguiu prever valores de perda de carga e hold-up (razão entre o volume de uma das fases, nesse caso água, e o volume total de fluidos) com erros da ordem de 20%.

O modelo de dois-fluidos também tornou-se amplamente usado para escoamentos estratificados líquido-líquido ([BRAUNER; MARON, 1992](#); [TRALLERO, 1995](#)), mas o mesmo problema do caso gás-líquido foi observado: a necessidade de equações de fechamento que melhor representassem o escoamento bifásico, especialmente no caso estratificado com ondas na interface.

[Chakrabarti, Das e Ray \(2005\)](#) consideraram uma interface plana entre os fluidos, utilizaram o princípio de minimização da energia do sistema e consideraram que ambas as fases tem mesmo gradiente de pressão. Dessa forma, as equações de energia e quantidade

de movimento do sistema foram resolvidas para obter a posição da interface e, consequentemente, a perda de carga. O modelo teve boa correlação com os dados experimentais dos autores (erro médio de 10%), mas apresentaram maus resultados para outros dados da literatura (erros de aproximadamente 200%).

Raj, Chakrabarti e Das (2005) adicionaram o efeito de tensão superficial ao modelo, pois ele está ligado à curvatura da interface em escoamentos líquido-líquido, como notado por Brauner, Rovinsky e Maron (1996). Para obter a geometria final da interface os autores aplicaram o princípio de minimização da energia do sistema. O modelo mostrou-se robusto para o cálculo de frações volumétrica, com erro de 5% para os dados experimentais dos autores e 11% para outros dados da literatura.

Rodriguez e Baldani (2012) desenvolveram novas correlações para a resolução do modelo de dois fluidos para escoamento estratificado ondulado líquido-líquido. O trabalho foi motivado pelos resultados de Castro et al. (2012) que mostraram valores de fração volumétrica superestimados pelo modelo de Trallero (1995), conforme verificado em Rodriguez e Oliemans (2006). Os autores propuseram uma equação explícita para a curvatura da interface, em função do número de Eötvös, ângulo de contato e hold-up. Também introduziram uma correlação para o fator de cisalhamento interfacial derivada da equação para amplitude de ondas interfaciais proposta por Castro et al. (2012). O modelo proposto apresentou bons resultados para cálculos de hold-up (erros de aproximadamente 13%) e perda de carga (erros próximos a 5%).

1.3 Entranhamento

Os modelos unidimensionais citados na seção anterior são bastante satisfatórios para a previsão do escoamento estratificado liso e ondulado; entretanto, eles não demonstram a mesma eficiência quando dispersão de gotas começa a aparecer nas fases (padrões ST & MI e Do/w & w). Hadžiabdić e Oliemans (2007) compararam os dados de Rodriguez e Oliemans (2006) com o modelo de Trallero (1995) e notaram que a maior discordância se dá na transição de ST para ST & MI. Este resultado leva a crer que o efeito da fase dispersa é importante e impacta parâmetros globais do escoamento.

Diversos estudos anteriores já apontavam a importância de gotas dispersas sobre um escoamento primariamente segregado. O escoamento anular gás-líquido é um dos mais impactados pelo entranhamento e, por isso, foi objeto de vários estudos na área.

Para o escoamento anular, o entranhamento de gotas está diretamente relacionado às ondas de perturbação (BERNA et al., 2014). Sabe-se que quando o fluxo mássico de líquido ultrapassa um limite crítico, essas ondas prevalecem e diversas transições podem ocorrer dependendo da velocidade do gás (WALLIS, 1969). Existe uma velocidade crítica de gás para qual instabilidades de Kelvin-Helmholtz começam a se formar na interface

Figura 5 – Mecanismos de entranhamento em escoamento anular gás-líquido cocorrente horizontal, segundo [Ishii e Grolmes \(1975\)](#) [extraído de [Berna et al. \(2014\)](#)].

([LAMB, 1975](#)), quando a velocidade relativa entre gás e líquido aumenta ainda mais as ondas se tornam irregulares e tridimensionais, conhecidas como "*roll waves*".

[Ishii e Grolmes \(1975\)](#) mostraram que há quatro mecanismos básicos de entranhamento no escoamento anular gás-líquido horizontal, como mostrado na figura 5. Entretanto para fluidos de baixa viscosidade o mecanismo de *roll waves* é preponderante. Nele, a força de arrasto agindo no topo das ondas as deformam e, por fim, arranca o topo de ondas de alta amplitude. [Ishii e Grolmes \(1975\)](#) sugerem que o início do entranhamento se dá para números de Reynolds do filme líquido maiores que 160. Isso indica que para números de Reynolds menores o entranhamento não pode ser observado, mas, para que o fenômeno de fato ocorra, é necessário que a velocidade do gás também ultrapasse um valor crítico, chamado de velocidade de início do entranhamento. Os autores propuseram um modelo para determinar a velocidade de início de entranhamento baseando-se no equilíbrio entre a força de arrasto no topo das ondas e a tensão superficial.

[Al-Wahaibi e Angeli \(2007\)](#) estenderam os estudos sobre entranhamento para escoamentos estratificados óleo-água. Eles desenvolveram um modelo baseado no critério de estabilidade de Kelvin-Helmholtz com o objetivo de obter a amplitude crítica das ondas interfaciais e, conseqüentemente, o início do entranhamento. De forma complementar, realizaram experimentos com câmera de alta velocidade medindo as flutuações na interface entre óleo ($5.5 \text{ mPa} \cdot \text{s}$ e 828 kg/m^3) e água em um tubo de aço inoxidável de $0,038 \text{ m}$ de diâmetro interno. Os dados experimentais indicaram que quando ocorre formação de gotas sempre existem ondas instáveis. Entretanto em alguns casos ondas instáveis são visualizadas sem que o entranhamento ocorra. Este resultado indica que o critério formulado no estudo é necessário, mas não suficiente para a ocorrência de entranhamento.

[Al-Wahaibi, Smith e Angeli \(2007\)](#) estudaram o mecanismo de formação de gotas

Figura 6 – Balanço de forças em um onda deformada na interface óleo-água (AL-WAHAIBI; SMITH; ANGELI, 2007).

a partir das ondas interfaciais no escoamento óleo-água e compararam com dados experimentais para um tubo de acrílico de $0,014\text{ m}$. Para os autores, o processo de formação de gotas é: ondas se deformam sob a ação da força de arrasto, resultante da diferença de velocidade entre as duas fases, enquanto a tensão superficial age para tentar manter a forma original da onda. Quando a forma da onda se torna igual à apresentada na figura 6, a tensão superficial só age no lado curvo e, se o arrasto conseguir superar essa força estabilizadora, a onda se deformará ainda mais e gotas serão desprendidas. O modelo definido por esse balanço de forças define três regiões de estabilidade, dependendo da amplitude das ondas interfaciais: região estável, instável e de entranhamento. A comparação com dados experimentais mostraram que escoamentos estratificados decaíram na região estável. Todavia, nos escoamentos com presença de dispersão, algumas, mas não todas as ondas, estiveram na região de entranhamento. Isto indica uma imprecisão do modelo de predição.

Hadžiabdić e Oliemans (2007) decidiram focar seus esforços na modelagem do efeito global do entranhamento sobre escoamentos líquido-líquido, sem se preocupar diretamente com o mecanismo de formação das gotas. Os autores observaram que o entranhamento ocorre quando a tensão de cisalhamento interfacial se torna grande o suficiente para arrastar parte de um fluido para a fase contínua oposta. Ondas de alta amplitude na interface podem gerar essa condição, uma vez que o arrasto entre as fases aumenta rapidamente na crista das ondas. Nesse estudo foram propostas duas abordagens distintas para representar o entranhamento. Na primeira delas, os autores assumiram que o entranhamento forma uma dispersão estável nas camadas estratificadas superior e inferior. Para que isso ocorra realmente, as forças inerciais na fase contínua precisam ser maiores que a força de empuxo,

caso contrário, as gotas tendem a ser empurradas de volta à fase de origem. O parâmetro que relaciona o volume da fase dispersa ao volume total de fluido foi denominado fator de entranhamento.

O fator de entranhamento tem o efeito de alterar implicitamente vários dos parâmetros do modelo de dois fluidos (ρ , μ , ε ,...), uma vez que o escoamento deixa de ser visto como duas fases separadas e passa a ser duas misturas escoando separadamente. Essa abordagem foi incluída ao modelo unidimensional de [Trallero \(1995\)](#) e um estudo paramétrico foi realizado. Seus resultados mostraram uma tendência geral de diminuição de erros para essa abordagem quando comparado ao modelo unidimensional padrão, mas em alguns casos os resultados foram piores. Os autores avaliaram que isso pode estar associado ao efeito das ondas na interface, que não foram adicionados na modelagem.

O segundo efeito avaliado no trabalho de [Hadžiabdić e Oliemans \(2007\)](#) foi chamado de taxa de entranhamento. Ele assume que as gotas entranhadas trocam quantidade de movimento com a fase contínua oposta e, depois disso, são forçadas de volta à fase original por conta da força de empuxo, sendo que, para isso, o entranhamento e a deposição de gotas devem ser iguais. A troca de quantidade de movimento descrita dá origem a um novo termo nas equações de dois fluidos, que tem o efeito de aumentar o gradiente de pressão. Um novo modelo foi implementado usando o conceito de taxa de entranhamento e uma análise de sensibilidade indicou uma melhor predição da velocidade do óleo por essa nova abordagem, enquanto para a água, o erro aumentou ligeiramente.

O grande problema da modelagem de [Hadžiabdić e Oliemans \(2007\)](#) é que os valores de taxa e fator de entranhamento são parâmetros de entrada e ainda não existem correlações para eles ou sequer dados suficientes que permitam levantar esse tipo de informação.

[Ma et al. \(2011\)](#) estudaram o desenvolvimento de um modelo de entranhamento para a utilização em códigos de dinâmica de fluidos computacional (CFD) tridimensionais. Os autores reconheceram, em seus estudos de escoamentos estratificados ar-água, que simular numericamente o entranhamento é uma tarefa complexa, pois o fenômeno ocorre na interface entre os dois fluidos, quando a mesma está extremamente irregular e de difícil solução numérica. Além disso, a quantidade de bolhas entranhadas pode ser grande, o que torna complexo o processo de localizar a interface entre o líquido e essas bolhas. Paralelamente, o tamanho das bolhas pode ser muito pequeno em comparação a outras escalas do problema, tornando a resolução de cada uma custosa computacionalmente. Desse modo, os autores propuseram uma modelagem sub-malha para definir a taxa de entranhamento e o local onde o fenômeno ocorre. Esse modelo foi implementado em um código de CFD a fim de resolver as equações de média de Reynolds para dois fluidos. O modelo proposto trata o volume de ar entranhado como um termo fonte volumétrico que depende da energia cinética turbulenta, do gradiente de velocidade na interface e de

constantes que precisam ser calibradas. A modelagem foi testada para os casos de um jato de água e um ressalto hidráulico. As simulações conseguiram prever com boa precisão os locais de ocorrência de entranhamento em ambos os casos. Medidas de distribuição de fração de vazio mostraram boa correlação com dados experimentais no caso do jato, mas para o ressalto hidráulico os resultados apresentaram um pequeno desvio. Os autores atribuem esse efeito à incapacidade do modelo de turbulência utilizado em capturar algumas flutuações que ocorrem no escoamento.

1.4 Simulações em CFD

Uma alternativa à modelagem unidimensional e análises experimentais que tem ganhado força nos últimos anos é a utilização de códigos de CFD. A grande vantagem desta abordagem está na maior complexidade em relação aos códigos 1D, o que permite obter resultados mais detalhados, mas, em geral, ainda a custos menores que experimentos. A utilização e o desenvolvimento de códigos de CFD para escoamentos multifásicos ainda apresenta diversas barreiras devido à grande complexidade deste tipo de escoamento, mas vem progredindo a uma alta velocidade, com resultados bastante interessantes para diversas aplicações. Nesta seção, será apresentada um breve histórico de trabalhos que utilizam CFD para a avaliação de escoamentos estratificados gás-líquido e líquido-líquido.

Os primeiros estudos utilizando técnicas de CFD, para analisar escoamento bifásico, remontam à década de 60. [Charles e Redberger \(1962\)](#) analisaram numericamente a perda de carga em um escoamento laminar estratificado óleo-água. Esse trabalho utilizou métodos muito simples para a solução do escoamento laminar das duas fases e tinha como objetivo central mostrar que o escoamento água-óleo apresentava uma perda de carga menor que o escoamento monofásico de óleo. Embora o trabalho tenha mostrado que a utilização de técnicas numéricas podia ajudar a elucidar os problemas da área, o baixo poder de processamento da época, aliado à ausência de metodologias robustas de solução numérica, fizeram com que a maior parte dos trabalhos seguintes se concentrassem em experimentos ou modelos unidimensionais simplificados.

A partir do final da década de 80, com o avanço dos computadores, a utilização de CFD para o estudo do escoamento estratificado, principalmente gás-líquido, passou a ser mais difundida e com isso, novos estudos passaram a ser realizados para os escoamentos bifásicos.

[Issa \(1988\)](#) resolveu numericamente o escoamento bidimensional estratificado, completamente desenvolvido e turbulento ar-água em um canal retangular na horizontal e num duto circular sob diferentes inclinações. O autor utilizou o modelo de dois fluidos para a solução da equação da quantidade de movimento, e o modelo $k-\epsilon$ padrão ([LAUNDER; SPALDING, 1972](#)) e uma variação para baixo Reynolds do modelo $k-\epsilon$ ([AKAI; INOUE; AOKI, 1981](#)) para modelar a turbulência. Na realidade, a modelagem do problema pode ser

encarada como uma evolução do modelo unidimensional de [Taitel e Dukler \(1976\)](#), visto que se baseia nas mesmas equações, mas não utiliza valores médios ou correlações empíricas para a solução do mesmo. O autor aponta para a dificuldade em escolher boas condições de contorno na interface, principalmente para os parâmetros de turbulência. Para os casos com interface lisa, foi assumido que a energia cinética turbulenta na interface é nula ($k_i = 0$) e a dissipação segue uma função quadrática com o gradiente de k . Para interface com ondas, representou-se esse efeito por meio de uma rugosidade relativa e assumiu-se $k_i > 0$ (dado por equação empírica) e o gradiente da dissipação nulo. O próprio autor apontou que essa escolha de condições de contorno pode não ser adequada, principalmente no caso de k_i , pois o correto seria assumir que a tensão normal é constante na interface e, assim, k variaria nas duas fases em uma razão igual à da densidade dos fluidos.

A resolução do problema se deu de forma iterativa, já que a posição da interface não é conhecida. Assim, as equações de quantidade de movimento são resolvidas para a posição de interface atual e verifica-se se o resultado satisfaz a continuidade. Se não, a posição da interface é alterada, até que se atinja a convergência. O trabalho mostrou bons resultados para a estimativa dos perfis de escoamento e gradiente de pressão, exceto para os casos $2000 < Re < 4000$, onde o gradiente de pressão apresentou uma variação significativa, provavelmente devido à característica transicional do escoamento. Resultados coerentes foram obtidos para o estudo em dutos circulares inclinados, quando comparado com o modelo unidimensional de [Taitel e Dukler \(1976\)](#). O trabalho, entretanto, deixa claro que condições de contorno para os parâmetros de turbulência na interface ainda não estavam bem definidas, principalmente na presença de ondas. Além disso, a modelagem foi aplicada apenas a dutos de pequeno diâmetro (25,4 mm).

[Newton e Behnia \(2000\)](#) estenderam o trabalho realizado por [Issa \(1988\)](#) para que a abordagem pudesse ser utilizada para a escoamentos em dutos de 50 mm. A modelagem foi baseada na utilizada por Issa; entretanto, os autores utilizaram apenas um modelo k - ϵ para baixo Reynolds e optaram por utilizar uma malha mais fina para a resolução da subcamada viscosa nas regiões das paredes e da interface. Todas as simulações consideraram uma interface lisa. Os autores avaliam que a abordagem utilizada seja vantajosa em relação ao uso de modelos 1D por estar menos atrelada a correlações empíricas, já que só são usados dados empíricos para as funções de amortecimento do modelo de turbulência. O modelo computacional obteve bons resultados quando comparado com o proposto por [Taitel e Dukler \(1976\)](#); entretanto, os dados experimentais de comparação foram insuficientes para avaliações mais rigorosas. Por outro lado, os autores conseguiram mostrar que a correlação de Blasius não consegue obter boas relações de cisalhamento nas paredes, o que mostra que a utilização de correlações para escoamentos monofásicos podem não ter bons resultados em casos bifásicos.

[Newton e Behnia \(2001\)](#) estenderam o modelo anterior para que contabilizasse

o efeito de ondas interfaciais. O modelo de turbulência utilizado foi o mesmo do trabalho anterior, enquanto uma distribuição empírica simples foi imposta para a tensão de cisalhamento interfacial como forma de representar as ondas.

Mais recentemente, [Berthelsen e Ytrehus \(2005\)](#) utilizaram um desenvolvimento numérico parecido com o desenvolvido nos trabalhos anteriormente citados. Foram resolvidas as equações de dois fluidos para um escoamento completamente desenvolvido, estratificado com ondas para ar-água em um tubo. O efeito das ondulações foi representado através de uma rugosidade na interface. Nesse caso, os autores utilizaram um modelo de turbulência que mescla os métodos $k - \epsilon$ e $k - l$.

A grande diferença na metodologia utilizada nesse estudo está no uso da técnica de fronteiras imersas e reconstrução da interface usando *level set*. Os resultados obtidos no trabalho apontam a necessidade de considerar o fator das ondulações na interface. Os valores de hold-up e gradiente de pressão calculados apresentaram uma concordância aceitável com os dados experimentais utilizados.

Embora os trabalhos citados anteriormente sejam muito importantes, eles podem ser vistos como uma extensão dos modelos mecanicistas unidimensionais. Isso porque são resolvidas as mesmas equações, mas em uma estrutura bidimensional. A grande quantidade de suposições e simplificações aplicadas nas modelagens (interface plana, escoamento unidirecional, regime permanente e completamente desenvolvido) acabam comprometendo os resultados e filtrando informações que podem ser de grande valia para o melhor entendimento do escoamento bifásico estratificado. Além disso, em geral, esses modelos necessitam de uma boa quantidade de dados empíricos para sua resolução. Nesse contexto, a resolução das equações completas de Navier-Stokes tridimensionais podem trazer um ganho qualitativo para a solução desse escoamento, à medida em que pode capturar fenômenos não observados através desses modelos mais simples.

[Mouza, Paras e Karabelas \(2001\)](#) utilizaram o código comercial ANSYS CFX® para realizar simulações tridimensionais do escoamento ar-água em tubos. Foram resolvidas as equações de média de Reynolds para os dois fluidos e, para computar o efeito da turbulência, o modelo $k - \epsilon$ para a fase água e o modelo de tensão algébrica para a fase ar, como forma de tentar capturar escoamento secundário nessa fase. Embora a modelagem utilizada nesse trabalho seja mais abrangente, ainda foi imposta uma interface plana para os cálculos e o efeito das ondulações na interface foi adicionado por meio de um valor de rugosidade efetiva.

O modelo utilizou parâmetros geométricos e o hold-up como dados de entrada para a solução do problema e obteve os perfis de velocidade de ambas as fases e tensões de cisalhamento como resposta. Os resultados mostram uma pequena variação no perfil de velocidades da fase ar, devido a adição da rugosidade na interface. A tensão de cisalhamento obtida conseguiu capturar bem os valores esperados. Entretanto, o cálculo de vazão mássica

de água apresentou variação de 25%, que os autores atribuem à suposição de interface lisa e não consideração de entranhamento de gotas. Os autores apontam a necessidade do desenvolvimento de modelos computacionais que necessitem de menos dados experimentais. Além disso, concluem que a utilização de uma rugosidade relativa é uma representação pobre para a geração, evolução e propagação das ondas interfaciais.

Ghorai e Nigam (2006) realizaram simulações utilizando o software Fluent® para a solução do escoamento estratificado gás-líquido em um tubo, em regime permanente, usando o modelo Volume-Of-Fluid(VOF). Os autores conseguiram capturar a deformação da interface em suas simulações. A perda de carga apresentou boa correlação com os dados experimentais para o caso analisado, com erro de aproximadamente 5%. Para baixas velocidades superficiais de ar, o perfil de velocidades nessa fase foi bem capturado, mas a medida que o número de Reynolds foi aumentado, o valor computado próximo à interface começou a sofrer um desvio considerável. Segundo os autores, isso pode estar relacionado ao escoamento secundário, que a simulação não foi capaz de capturar. Para o perfil de velocidade na fase líquida, um comportamento parecido pode ser observado, com boa correlação para baixas velocidades do gás e resultados não tão satisfatórios para velocidades maiores. O surgimento de ondulações pode ser a causa dessa discrepância. Por fim, baseado nos valores obtidos com as simulações, foi proposta uma correlação para obter o fator de fricção na interface, para um escoamento estratificado ondulado. Os valores de fator de fricção obtidos numericamente foram comparados com dados experimentais e observou-se uma boa correlação, com erros dentro da faixa de $\pm 10\%$.

Schepper, Heynderickx e Marin (2008) estudaram a possibilidade de simular numericamente todos os regimes apresentados no mapa de Baker (BAKER, 1953), para os escoamentos bifásicos ar-água e vapor-água em um tubo horizontal de 0,08m de diâmetro. Os resultados mostram que a menos do padrão slug no escoamento ar-água, todos os demais regimes foram capturados pelas simulações. Isso pode ser um indicativo da capacidade do modelo VOF em simular escoamentos bifásicos com exatidão; entretanto, vale ressaltar que o trabalho não apresentou dados quantitativos para os diferentes regimes, como valores de perda de carga, hold-up ou perfis de velocidade. Dessa forma, não fica claro se além das semelhanças topológicas, a modelagem numérica é capaz de recuperar as demais nuances desse tipo de escoamento.

Vallée et al. (2008) analisaram o escoamento estratificado ar-água ondulado em um duto de seção retangular e sua evolução até o padrão slug. O modelo de superfície livre implementado no software CFX® foi utilizado, com a adição do modelo $k - \omega SST$ para o tratamento da turbulência. Os dados obtidos numericamente foram comparados a imagens obtidas em experimentos conduzidos pelos autores. A inspeção visual mostrou uma boa correlação entre a simulação e o experimento, embora o comprimento dos slugs formados sejam diferentes para cada método. Os autores culpam pequenas diferenças entre

as condições iniciais do experimento e da simulação por essa discrepância. Comparações quantitativas entre modelo numérico e experimento não foram realizadas.

Rodriguez e Baldani (2012) realizaram simulações numéricas do escoamento estratificado líquido-líquido para números de Reynolds relativamente baixos. Foram resolvidas as equações para o modelo de superfície livre do software ANSYS CFX®, considerando uma fase óleo (regime laminar) e a outra água (regime turbulento - modelo $k - \epsilon$). O modelo numérico foi capaz de capturar a interface ondulada observada em dados experimentais dos autores. Além disso, os dados de hold-up obtidos pelas simulações apresentaram boa correlação com os dados experimentais. Entretanto o gradiente de pressão apresentou um erro considerável, principalmente quando comparado com o modelo unidimensional desenvolvido no mesmo trabalho.

Recentemente, diversos estudiosos vem propondo diferentes abordagens para contabilizar o efeito de entranhamento em escoamentos bifásicos. Alguns trabalhos focam na utilização de métodos Euler-Lagrange, onde a fase contínua usa um sistema de referência euleriano e a fase dispersa usa um sistema lagrangiano, ou seja, onde o observador se desloca junto com uma parcela de fluido. Outros estudos abordam simulações Euler-Euler, ou seja, onde ambas as fases utilizam um sistema de referência euleriano, nesse caso a modelagem das gotas é adicionado como um fenômeno sub-malha e, para isso, funções de fechamento são necessárias para modelar a interação delas com o restante do fluido.

Westende (2008) estudou o efeito das gotas dispersas sob a perda de carga em um escoamento anular ar-água utilizando uma abordagem Euler-Lagrange. O trabalho foi motivado pelos estudos de Lopes e Dukler (1986) que mostraram que a fase dispersa pode colaborar com até 20% do total do gradiente de pressão. A razão para este impacto está na necessidade do núcleo gasoso acelerar as partículas de água que, inicialmente, encontram-se a baixas velocidades. O autor realizou simulações do fenômeno de injeção de uma dispersão com baixa velocidade axial em um escoamento ascendente de alto número de Reynolds, utilizando abordagens quase-1D e 3D de grandes escalas (LES).

Na simulação quase-1D um perfil de velocidades foi imposto na fase gasosa e partículas de água foram injetadas na região da parede com velocidade radial negativa e velocidade axial nula. Considerou-se que as únicas forças agindo nas gotas são o arrasto e a gravidade. Os resultados mostraram que gotas pequenas ($\sim 10\mu m$) tendem a agir como traçadores e tem pouco impacto no gradiente de pressão, sendo que o mesmo é dominado por dissipação de energia. Gotas grandes ($\sim 1000\mu m$) apresentaram uma aceleração constante durante o entranhamento e seu impacto no gradiente de pressão também se mostrou baixo. Para gotas intermediárias ($30\mu m \leq d_g \leq 500\mu m$) ficou claro existir um tamanho para o qual o gradiente de pressão é máximo. Esse valor é significativo e o mesmo é dominado pela variação de energia cinética.

As simulações 3D resolvem as equações de Navier-Stokes filtradas para a fase gás e a

turbulência foi tratada utilizando LES. Para adicionar o efeito do filme líquido característico do escoamento anular, o autor utilizou o conceito de rugosidade relativa e implementou uma versão modificada da função de parede de Schumann. A fase dispersa foi tratada como partículas pontuais e o processo de deposição foi representado pela remoção das partículas que atingiam a parede, enquanto uma função distribuição de probabilidade (pdf) controlava o tamanho e velocidade das gotas injetadas. O autor utilizou acoplamento bidirecional entre a fase contínua e dispersa, ou seja, quantidade de movimento é transferida entre ambas as fases. Esse tipo de acoplamento apresenta vantagens em relação ao unidirecional, onde apenas a fase contínua tem influência sobre o particulado, mas não o contrário. Em contrapartida, é menos abrangente que o acoplamento quadridirecional, que além das interações entre fase contínua e dispersa, considera como um elemento disperso afeta outro. Com estas simulações o autor foi capaz de obter uma gama de informações do escoamento, tais como campo de velocidades do gás, velocidade da fase dispersa, gradiente de pressão, concentrações, etc.

O trabalho de [Westende \(2008\)](#) é muito relevante e obteve muitas informações importantes sobre o escoamento anular e o efeito das gotas. Todavia, a abordagem usada não se aplica a escoamentos estratificados, porque para a análise Euler-Lagrange é necessário que exista apenas uma fase contínua, responsável por carregar a fase dispersa. Para o escoamento anular é possível representar o filme líquido como um fator de cisalhamento relativo, mas no caso estratificado o mesmo não pode ser feito, uma vez que ambas as fases podem servir de meio contínuo.

A utilização de métodos numéricos Euler-Euler para escoamentos que possuem regiões separadas e dispersas acontecendo ao mesmo tempo também não é trivial. Nos cálculos de escoamentos bifásicos de fases separadas, um modelo de rastreamento de interface, como o VOF, geralmente apresenta resultados muito mais precisos que aqueles produzidos por modelos de dois fluidos, já que esse último se utiliza de relações empíricas para o fechamento das equações médias. Por outro lado, os modelos de rastreamento de interface deixam de ter significado físico quando os elementos simulados são significativamente menores que a malha espacial utilizada. Por isso, modelos de dois fluidos apresentam resultados muito melhores quando são avaliados escoamentos dispersos.

Pesquisadores notaram a dificuldade em obter bons resultados numéricos para escoamentos que mesclam dispersão e separação. Logo, começaram a desenvolver modelos que fossem capazes de unir os pontos fortes da metodologia de rastreamento da interface com a de modelo de dois fluidos.

[Cerne, Petelin e Tiselj \(2001\)](#) foram uns dos primeiros a desenvolver um modelo híbrido para escoamentos com regiões separadas e dispersas. No método desenvolvido, o modelo VOF foi utilizado para capturar os fenômenos de escala maior e a abordagem euleriana de dois fluidos foi selecionada para solucionar o movimento de partículas de

escalas menores que a malha. A mudança de um modelo para o outro foi feita através de uma função dispersão que é avaliada em cada célula do domínio, caso o valor obtido seja menor que um limite predeterminado, a célula é resolvida pelo método VOF, caso contrário o modelo euleriano de dois fluidos é utilizado.

O modelo foi utilizado para a resolução de alguns problemas básicos de mecânica dos fluidos e foi observado que o método é fortemente dependente do tamanho de malha. A simulação transiente da instabilidade de Rayleigh-Taylor mostrou uma melhoria nos resultados para o modelo proposto quando comparado com o VOF puro.

[Hohne e Mehlhoop \(2014\)](#) afirmaram que os modelos multidimensionais numéricos desenvolvidos para simular escoamentos estratificados (Marker and Cell, VOF e level set, dentre outros) são capazes de capturar a maior parte dos fenômenos físicos dos escoamentos estratificados, mas falham em capturar pequenas gotas ou bolhas que podem se formar, se a malha não for suficientemente fina.

Os autores propuseram a utilização de um modelo denominado Densidade de Área Interfacial Algébrica (AIAD). Ele indica se a região avaliada é composta por gotas ou por uma fase separada e propicia a utilização de diferentes coeficientes para a força de arrasto, dependendo da morfologia detectada.

A abordagem do método AIAD é definir funções de mistura que dependem da fração volumétrica. Baseado nas funções de mistura obtidas é possível identificar se a região é composta por uma superfície livre ou uma fase dispersa; assim, diferentes equações são aplicadas em cada célula computacional para a densidade de área superficial e o coeficiente de arrasto pode ser aplicado de acordo com a morfologia local. Além disso, os autores utilizaram o método AIAD para a adição de um parâmetro de amortecimento para a energia cinética turbulenta nas regiões próximas à interface.

O modelo AIAD foi implementado no software ANSYS CFX[®] e utilizado para a simulação de escoamento ar-água estratificado liso e ondulado. O método não conseguiu capturar com exatidão os perfis de velocidade, mas obteve resultados bem melhores quando comparado com modelos de turbulência padrão, sem a adição do termo de amortecimento.

[Hohne e Hansch \(2015\)](#) deram continuidade ao desenvolvimento do método AIAD, utilizando uma modificação do modelo de [Ma et al. \(2011\)](#) para contabilizar o entranhamento e coalescência de gotas de água em ar em um escoamento estratificado ondulado desses dois fluidos. Embora o artigo não apresente resultados quantitativos, os dados qualitativos mostram que a modelagem foi capaz de capturar o entranhamento das gotas na região da interface.

Outro método híbrido foi implementado por [Wardle e Weller \(2013\)](#), mesclando os modelos VOF e euleriano multifásico (modelo de dois fluidos) no software de código aberto OpenFOAM[®]. A mudança entre os modelos é realizada por um parâmetro denominado

C_α . No trabalho, foram avaliados casos onde esse parâmetro foi fixado, assim como um caso em que o mesmo variou dinamicamente, de acordo com a fração volumétrica calculada ao longo da resolução.

Os diversos casos simulados mostraram que o modelo consegue alterar entre VOF e formulação euleriana e é aplicável para a resolução de escoamentos multifásicos. O tempo de simulação para esse método é satisfatório, sendo ligeiramente mais custoso que as simulações com o método VOF puro. Um solver baseado na formulação híbrida foi desenvolvido e implementado no OpenFOAM® a partir da versão 2.1.0. O mesmo é intitulado `multiphaseEulerFoam`.

Um problema da modelagem híbrida descrita é que a fase dispersa precisa ser algumas ordens de grandeza menor que a malha, enquanto a fase separada deve ser razoavelmente maior. Os experimentos de [Castro \(2013\)](#) mostram gotas de grandes dimensões no escoamento estratificado com mistura e com grande razões de viscosidade. Isso indica que utilizar modelos híbridos iria recair em resultados semelhantes à utilização do método VOF clássico. Logo, conclui-se que utilizar um modelo VOF é de maior valia para a simulação desse tipo de escoamento.

1.5 Objetivos

Este projeto de doutorado tem como principais objetivos estudar o escoamento estratificado líquido-líquido liso e ondulado com alta razão de viscosidades visando sua modelagem para previsão de fração volumétrica, distribuição de fases e perda de carga. Três abordagens diferentes foram escolhidas: o desenvolvimento de experimentos, a utilização de modelos unidimensionais e a realização de simulações utilizando dinâmica de fluidos computacional (CFD). Cada uma dessas abordagens apresenta objetivos próprios, delineados a seguir:

- **Experimentos**

Obter dados que servirão de base para a avaliação dos modelos numéricos e, paralelamente obter informações do escoamento estratificado líquido-líquido que sirvam de fechamento para os modelos numéricos empregados, utilizando a linha de testes experimental do Laboratório de Escoamentos Multifásicos Industriais da EESC-USP. Como metas específicas dessa abordagem temos:

- Determinar os padrões de escoamentos observados experimentalmente;
- Medir valores de perda de carga e fração volumétrica para escoamentos estratificados lisos, ondulados e com mistura na interface;
- Obter tomografias do escoamento utilizando o sensor *wire-mesh*;

- Medir as propriedades da onda interfacial nos escoamentos estratificados ondulados;
- Determinar valores de fator e taxa de entranhamento para o escoamento estratificado com mistura na interface.

- **Modelo unidimensional**

Avaliar o desempenho de modelo da literatura para a previsão de parâmetros globais do escoamento estratificado líquido-líquido com alta razão de viscosidades. Propor possíveis melhorias ao modelo, especificamente para a previsão do padrão de escoamento estratificado com mistura na interface. Como objetivos específicos dessa área, temos:

- Determinar a eficácia do modelo em prever perda de carga e fração volumétrica para os diversos padrões de escoamentos avaliados;
- Adicionar os efeitos de taxa e fator de entranhamento ao modelo unidimensional avaliado e analisar os efeitos desses parâmetros;
- Aplicar o modelo a escoamentos reais e comparar sua eficácia frente à modelagem com CFD;

- **Dinâmica de fluidos computacional (CFD)**

Construir um modelo numérico tridimensional que seja capaz de simular com precisão o escoamento estratificado líquido-líquido com alta razão de viscosidade, e extrair do mesmo dados como perfil de velocidade, processo de formação de gotas, perda de carga e distribuição das fases. São objetivos específicos dessa área:

- Avaliar diferentes abordagens para a representação da turbulência no escoamento;
- Determinar a capacidade do modelo CFD em prever dados globais, como perda de carga e fração volumétrica, paralelamente a dados dinâmicos, como características de onda interfacial e gotas entranhadas;
- Comparar os resultados de CFD com os obtidos via modelagem unidimensional, a fim de determinar a precisão e viabilidade de cada um deles;

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Este capítulo apresenta fundamentos básicos sobre escoamentos bifásicos líquido-líquido, modelagem unidimensional deste tipo de escoamento, modelagem de entranhamento e sobre o modelo VOF implementado no software de CFD *OpenFOAM*.

2.1 Parâmetros básicos dos escoamentos bifásicos

Nesta seção serão apresentados alguns conceitos básicos de escoamentos bifásicos que serão utilizados ao decorrer deste trabalho. Para uma visão mais aprofundada do tema sugere-se a leitura de Wallis (1969) e Rodriguez (2011).

Supondo um escoamento bifásico de óleo e água em uma tubulação com área de seção transversal A . As vazões do óleo e da água são Q_o e Q_w respectivamente. As frações volumétricas de cada uma das fases são dadas por:

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

Em todos os conceitos apresentados, o subscrito o se refere a óleo e w a água.

Com base nas vazões de cada uma das fases e na área da seção transversal da tubulação é possível definir as velocidades superficiais:

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

As equações 2.1 e 2.2 podem ser combinadas a fim de relacionar as frações volumétricas e velocidades superficiais:

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

Sabe-se que em um escoamento bifásico, cada uma das fases ocupa uma região diferente do tubo, assim, a velocidade média de cada uma das fases, também chamada de velocidade *in situ* é diferente da velocidade superficial. Se assumirmos que a área ocupada pelo óleo é A_o e por água é A_w , temos:

$$U_o = \frac{Q_o}{A_o}; \quad U_w = \frac{Q_w}{A_w} \quad (2.4)$$

Se observarmos as equações 2.4 e 2.2 notaremos que a velocidade *in situ* é sempre maior que a velocidade superficial da respectiva fase.

Outro parâmetro muito importante para a análise de escoamentos bifásicos é o *hold up* ou fração volumétrica *in situ* de uma fase. Ela é uma grandeza local e indica a fração da área transversal ocupada pela fase avaliada:

$$\varepsilon_o = \frac{A_o}{A}; \quad \varepsilon_w = \frac{A_w}{A} \quad (2.5)$$

De posse das frações volumétricas *in situ* e das velocidades superficiais é possível deduzir a velocidade *in situ* das fases:

$$V_o = \frac{U_{os}}{\varepsilon_o}; \quad V_w = \frac{U_{ws}}{\varepsilon_w} \quad (2.6)$$

A velocidade da mistura é dada pela divisão da vazão total pela área da seção transversal do tubo:

$$U_s = \frac{Q_o + Q_w}{A} \quad (2.7)$$

Ela também é igual à soma das velocidades superficiais:

$$U_s = U_{ws} + U_{os} \quad (2.8)$$

Em muitas aplicações, a fração volumétrica *in situ* é diferente da fração volumétrica de injeção. Esse fenômeno é descrito pela razão de deslizamento entre as fases, que é descrita pela razão:

$$s = \frac{\frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_o}}{\frac{C_w}{C_o}} = \frac{V_o}{V_w} \quad (2.9)$$

Quando o deslizamento é maior que um, água está acumulando-se no tubo e o óleo esco a uma velocidade maior, enquanto que valores menores que um indicam o oposto.

2.2 Modelagem unidimensional do escoamento estratificado óleo-água

Existem diversos modelos propostos para o cálculo de perda de carga e *hold up* em escoamentos estratificados óleo-água. Nesta seção, são apresentados os fundamentos de dois deles, com um passo a passo do processo de solução.

Em geral, os modelos utilizados baseiam-se nas equações do modelo de dois-fluidos e em algumas hipóteses básicas, que são: escoamento isotérmico em regime permanente, sem mudança de fases, fluidos incompressíveis e sem transferência de massa, além disso, devido à natureza unidimensional, todos os parâmetros são baseados em médias espaciais.

Figura 7 – Representação do escoamento estratificado óleo-água como proposto por Trallero (1995)

Com isso, a equação da quantidade de movimento unidimensional para cada fase pode ser descrita pelas equações 2.10 e 2.11, onde os subscritos o e w se referem a óleo e água, respectivamente.

$$A_w \left(-\frac{dP}{dz} \right) - \tau_w S_w \pm \tau_i S_i - \rho_w A_w g \sin(\beta) = 0 \quad (2.10)$$

$$A_o \left(-\frac{dP}{dz} \right) - \tau_o S_o \mp \tau_i S_i - \rho_o A_o g \sin(\beta) = 0 \quad (2.11)$$

Onde P é a pressão, z é a coordenada axial; A_o e A_w as áreas ocupadas por óleo e água na seção transversal; τ_w , τ_o e τ_i as tensões de cisalhamento parietal de água, parietal de óleo e interfacial; S_w , S_o e S_i os perímetros molhados de água, óleo e parietal; ρ_w e ρ_o as densidades de água e óleo; g é a aceleração da gravidade e β o ângulo de inclinação com a horizontal. Supõe-se que o gradiente de pressão seja constante e de mesmo valor para ambas as fases e que, por questões de equilíbrio dinâmico, a tensão de cisalhamento interfacial também seja igual para os dois fluidos.

As equações 2.10 e 2.11 podem ser unidas eliminando o gradiente de pressão:

$$-\frac{\tau_w S_w}{A_w} + \frac{\tau_o S_o}{A_o} \pm \tau_i S_i \left(\frac{1}{A_w} + \frac{1}{A_o} \right) - (\rho_w - \rho_o) g \sin(\beta) = 0 \quad (2.12)$$

2.2.1 Modelo de Trallero

A equação 2.12 pode ser solucionada numericamente através da utilização de correlações e da representação geométrica do problema. A figura 7 mostra a geometria proposta por Trallero (1995), que considera uma interface plana entre as fases.

Utilizando a figura 7, podemos definir os parâmetros da equação de dois fluidos:

- **Áreas e perímetros**

A área ocupada pelo óleo e pela água são definidas por:

$$A_o = \frac{\pi - 2\phi}{2\pi} \pi r_i^2 - [hr_i \cos(\phi)] \quad (2.13)$$

$$A_w = \pi r_i^2 - A_o \quad (2.14)$$

Os perímetros são dados por:

$$S_o = (\pi - 2\phi) r_i \quad (2.15)$$

$$S_w = (\pi + 2\phi) r_i \quad (2.16)$$

$$S_i = 2r_i \cos(\phi) \quad (2.17)$$

- **Diâmetros hidráulicos e números de Reynolds**

A definição clássica de diâmetro hidráulico é dada multiplicando-se quatro vezes a área ocupada pela fase e dividindo o valor pelo perímetro molhado pela mesma. Todavia, essa abordagem só é recomendada para casos em que as velocidades das fases são próximas. Caso contrário, emprega-se:

- Para $U_w > U_o$

$$D_{hw} = \frac{4A_w}{S_w + S_i}; \quad D_{ho} = \frac{4A_o}{S_o} \quad (2.18)$$

- Para $U_o > U_w$

$$D_{hw} = \frac{4A_w}{S_w}; \quad D_{ho} = \frac{4A_o}{S_o + S_i} \quad (2.19)$$

O número de Reynolds de cada uma das fases é definido por:

$$Re_k = \frac{\rho_k U_k D_{hk}}{\mu_k} \quad (2.20)$$

Onde o subscrito k pode ser substituído por o ou w, conforme a fase analisada.

- **Tensões de cisalhamento e fatores de atrito**

Para a solução da equação proposta no modelo basta definir as tensões de cisalhamento:

$$\tau_w = f_w \frac{\rho_w U_w |U_w|}{8}; \quad \tau_o = f_o \frac{\rho_o U_o |U_o|}{8}; \quad \tau_i = f_i \frac{\rho_f (U_w - U_o) |U_w - U_o|}{8} \quad (2.21)$$

O fator de atrito para cada uma das fases é definido seguindo a correlação de [Haaland \(1983\)](#):

$$f_k = \frac{64}{Re_k}, \quad \text{se } Re_k \leq 1500$$

$$f_k = \left\{ -1,8 \log_{10} \left[\frac{6.9}{Re_k} + \left(\frac{e}{3,7 D_{hk}} \right)^{1,1} \right] \right\}^{-2}, \quad \text{se } Re_k \geq 1500 \quad (2.22)$$

Onde k pode ser substituído por o para óleo ou w para água. O fator de atrito da interface é definido pela fase mais rápida:

$$f_i = f_o \text{ e } \rho_f = \rho_o, \quad \text{se } U_o > U_w \quad (2.23)$$

$$f_i = f_w \text{ e } \rho_f = \rho_w, \quad \text{se } U_w > U_o \quad (2.24)$$

Dessa forma, a equação 2.12 passa a ser dependente de apenas uma variável, que é a posição h_w da interface e pode ser resolvida numericamente.

2.2.2 Modelo de Rodriguez e Baldani

O modelo proposto por [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) segue a mesma ideia básica da modelagem apresentada anteriormente, baseando-se na resolução da equação 2.12. Contudo, os autores propuseram uma série de alterações, a começar pela forma da interface, que no caso anterior é considerada plana e nessa nova abordagem é tratada como tendo uma curvatura constante, como mostra a figura 8.

Isso muda a forma das equações que definem os parâmetros geométricos.

- **Raio de curvatura, áreas e perímetros**

O raio de curvatura mostrado na figura 8 depende da altura h_w , do ângulo de contato θ e do número de Eotvos (EO), como mostrado na equação 2.25.

$$r_c = D \left[\psi_1(\theta) - \psi_2(\theta) e^{-EO/\psi_3(\theta)} \right] e^{\psi_4(\theta) \left\{ g(h_w, \theta) \left[a(\theta) - \frac{h_w}{D} \right] + [1 - G(h_w, \theta)] \left[\left(\frac{h_w}{D} \right) - b(\theta) \right] \right\}} \quad (2.25)$$

Figura 8 – (a) Representação do escoamento estratificado ondulado óleo-água como proposto por [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#); (b) geometria do arco de curvatura constante proposto pelo modelo

As funções da equação 2.25 são:

$$\begin{aligned}
 \psi_1(\theta) &= 0,223 + 1,054e^{-(\text{sen}\theta/0,264)} \\
 \psi_2(\theta) &= 0,218 + 2,176e^{-(\text{sen}\theta/0,1565)} \\
 \psi_3(\theta) &= 62,2645 - 14,896e^{-(\text{sen}\theta/0,5337)} \\
 \psi_4(\theta) &= 3,555 + 2,725 \times 10^{-4}e^{(\text{sen}\theta/0,0996)} \\
 G(h_w, \theta) &= \frac{1}{1 + e^{-50 \left[\frac{h_w/D}{h_{w,lim}^*} - 1 \right]}} \\
 h_{w,lim}^*(\theta) &= 0,9054 - \frac{0,8108}{1 + e^{3,8462(\theta-1,571)}} \\
 a(\theta) &= 1,7722 - \frac{0,7823}{1 + e^{9,213*(\theta-1,880)}}; \\
 b(\theta) &= -0,0096 + \frac{0,7829}{1 + e^{9,213*(\theta-1,2594)}}
 \end{aligned} \tag{2.26}$$

Uma vez que o raio de curvatura é determinado, as demais variáveis geométricas podem ser calculadas, já que são dependentes dele. Assim, as áreas e perímetros são dados por:

$$\begin{aligned}
 A_w &= \frac{D^2}{4} \left(\phi_0 - \frac{1}{2} \text{sen } 2\phi_0 \right) \pm r_c^2 \left[(\phi^* - \pi) - \frac{1}{2} \text{sen } 2(\phi^* - \pi) \right] \\
 A_o &= \frac{(\pi D^2)}{4} - A_w
 \end{aligned} \tag{2.27}$$

$$\begin{aligned}
 S_w &= D\phi_0 \\
 S_o &= D(\pi - \phi_0) \\
 S_i &= 2r_c(\phi^* - \pi)
 \end{aligned} \tag{2.28}$$

Sendo que ϕ^* é definido por:

$$\phi^* = \pi + \text{sen}^{-1} \left(\frac{D}{2r_c} \text{sen } \phi_0 \right) \quad (2.29)$$

• Diâmetros hidráulicos

O diâmetro hidráulico de cada uma das fases é derivado dos desenvolvimentos de [Brauner e Maron \(1992\)](#). Os mesmo são dados por:

$$D_{hw} = \frac{4A_w}{(S_w + S_i)} \left\{ 1 + \frac{S_i}{S_w} \left[\frac{1}{1 + e^{10(1-s)}} \right] \right\} \quad (2.30)$$

$$D_{ho} = \frac{4A_o}{S_o} \left\{ 1 - \frac{S_i}{S_o + S_i} \left[\frac{1}{1 + e^{10(1-s)}} \right] \right\}$$

Onde s é o deslizamento entre as fases, como definido pela equação 2.9. O número de Reynolds das fases tem a mesma definição da equação 2.20.

• Fatores de atrito

Outra grande diferença do modelo de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) está nas correlações para os fatores de atrito parietais e interfacial. As tensões de cisalhamento ainda são definidas pelas expressões da equação 2.21, mas os fatores de atrito são definidos pela correlação de Churchill:

$$f_k = 8 \left[\frac{1}{(A + B)^{3/2}} + \left(C_l \frac{8}{Re_k} \right)^{12} \right]^{1/2} \quad (2.31)$$

$$A = \left\{ 2,45 \ln \left[\left(\frac{0,27\kappa_s}{D_{hk}} + \left\{ \frac{7}{Re_k} \right\}^{0.9} \right)^{-1} \right] \right\}^{16}, \quad B = \left(\frac{37530}{Re_k} \right)^{16}$$

A constante C_l é um parâmetro ajustado empiricamente, que [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) propuseram como 0,313 após regressão de dados experimentais através do método dos mínimos quadrados.

Para o fator de atrito interfacial é utilizado o conceito de fator de atrito equivalente como uma forma de adicionar o efeito das ondas interfaciais ao modelo de predição. O mesmo é dado por:

$$f_i = f_k \left[1 + C_i \frac{\alpha}{D} \right] \quad (2.32)$$

O valor de α_m/D é um parâmetro que diz respeito à amplitude das ondas na interface óleo-água e uma correlação foi obtida do trabalho de [Castro et al. \(2012\)](#):

$$\frac{\alpha}{D} = 0,06103 + 0,17283\epsilon_w \quad (2.33)$$

Onde $\epsilon_w = A_w/A$ é o *hold up* de água no escoamento. A constante C_i também pode ser determinada experimentalmente e os autores sugerem o valor de 50.

Usando todas as correlações e relações geométricas definidas anteriormente, a equação 2.12 passa a ser dependente de h_w apenas e é possível resolver o problema numericamente para definir seu valor.

2.3 Modelagem de entranhamento

Nesta seção será apresentada a modelagem de entranhamento proposta por [Hadži-abdić e Oliemans \(2007\)](#), que é dividida em duas parcelas, o fator de entranhamento e a taxa de entranhamento. É importante notar que esses fenômenos são complementares, ou seja, em um mesmo escoamento podemos ter o efeito das duas parcelas. Os efeitos delas, assim como suas definições, são apresentados a seguir.

2.3.1 Fator de entranhamento

A figura 9 ilustra a seção transversal de um escoamento estratificado com a presença de gotas entranhadas. Pode-se assumir que, uma vez atingido um estado de equilíbrio, o volume de gotas nas regiões superior e inferior do escoamento passa a ser constante, considerando uma média temporal. Dessa forma, os fatores de entranhamento podem ser definidos pelas equações 2.34 e 2.35.

$$E_w = \frac{A_{w_gotas}}{A_w} \quad (2.34)$$

$$E_o = \frac{A_{o_gotas}}{A_o} \quad (2.35)$$

Onde A_{w_gotas} e A_{o_gotas} correspondem à área ocupada pelas gotas de água e óleo, respectivamente, na seção transversal do tubo.

As taxas de entranhamento influenciam diretamente o escoamento, pois alteram a posição da interface e, conseqüentemente, as áreas das regiões superior e inferior do escoamento, assim como os perímetros molhados.

As áreas das regiões superior e inferior do escoamento podem ser calculadas como:

$$A_u = A_o (1.0 - E_o) + A_w E_w \quad (2.36)$$

Figura 9 – Representação de um escoamento estratificado com entranhamento de gotas

$$A_l = A_w (1.0 - E_w) + A_o E_o \quad (2.37)$$

Onde A_l e A_u são as áreas ocupadas pelas regiões inferior e superior do escoamento respectivamente, enquanto as áreas de óleo e água (A_o e A_w) podem ser calculadas a partir do *hold up* de água.

Além disso, se assumirmos que as gotas dispersas tem a mesma velocidade da fase contínua em que ela se encontra, cada uma das regiões do escoamento passa a ser uma dispersão e suas propriedades físicas (densidade e viscosidade) precisam ser recalculadas de acordo. As equações 2.38 e 2.39 calculam as novas densidades de mistura.

$$\rho_u = \frac{\rho_w A_w E_w + \rho_o A_o (1 - E_o)}{A_u} \quad (2.38)$$

$$\rho_l = \frac{\rho_o A_o E_o + \rho_w A_w (1 - E_w)}{A_l} \quad (2.39)$$

A viscosidade da mistura dominada pelo óleo é obtida através da formulação proposta por Guet et al. (2006) que identifica um valor crítico de *hold up* a partir do qual existe uma mudança drástica de viscosidade:

$$\mu_u = \begin{cases} (1 + 2, 5\epsilon_w + 14, 1\epsilon_w^2) \mu_o & \text{se } \epsilon_w < \epsilon_{w,c} \\ \left[(1 + 2, 5\epsilon_{w,c} + 14, 1\epsilon_{w,c}^2) \mu_o \right] (1 - \Phi) + [\mu_w \epsilon_{w,e} + \mu_w (1 - \epsilon_{w,e})] \Phi & \text{se } \epsilon_w > \epsilon_{w,c} \end{cases} \quad (2.40)$$

Onde ϵ_{wd} é o *hold up* de água dispersa na fase óleo, $\epsilon_{wd,c}$ é o valor crítico para o qual a quebra das gotas pela turbulência prevalece à coalescência ($\epsilon_{wd,c} \approx 0,089$), $\epsilon_{wd,e}$ (eq. 2.41) é a fração de gotas grandes presentes no escoamento e Φ (eq. 2.42) é a fração relativa de gotas grandes presente na mistura.

$$\epsilon_{wd,e} = \epsilon_{wd} - \epsilon_{wd,c} \quad (2.41)$$

$$\Phi = \frac{\epsilon_{wd} - \epsilon_{wd,c}}{\epsilon_{wd}} \quad (2.42)$$

A viscosidade da mistura quando a água é a fase dominante não se altera para as aplicações deste trabalho.

Outro parâmetro do escoamento que deve mudar devido à dispersão são as velocidades in situ. Os novos valores podem ser obtidos a partir da conservação da massa do sistema:

$$\begin{aligned} U_{os}A &= U_u (A_u - A_w E_w) + U_l A_o E_o \\ U_{ws}A &= U_l (A_l - A_o E_o) + U_u A_w E_w \end{aligned} \quad (2.43)$$

A resolução numérica do sistema da equação 2.43 leva a U_u e U_l , as velocidades in situ das regiões superior e inferior do escoamento.

2.3.2 Taxa de entranhamento

No momento em que o entranhamento ocorre é razoável admitir que existe a troca de quantidade de movimento entre a fase contínua e as gotas da fase oposta. Pode-se supor que para um sistema em equilíbrio as taxas de entranhamento e deposição são constantes e, logo, existe um processo contínuo que pode ser descrito como: gotas são entranhadas, quantidade de movimento é trocada entre as gotas e o meio contínuo, gotas são depositadas. Esse processo está representado na figura 10.

É possível utilizar a figura ilustrada e considerar as regiões de óleo e água como dois volumes de controle separados, assim, os termos convectivos das equações de quantidade de movimento estão representados nas equações 2.44 e 2.45.

$$\int \rho_w U_w U_{w,j} dS_j = -\dot{m}_w U_w + \dot{m}_w U_w + \dot{E}_w U_w - \dot{E}_o U_o - \dot{E}_w U_o + \dot{E}_o U_w = (U_w - U_o) (\dot{E}_w + \dot{E}_o) \quad (2.44)$$

$$\int \rho_o U_o U_{o,j} dS_j = -\dot{m}_o U_o + \dot{m}_o U_o + \dot{E}_o U_o - \dot{E}_w U_w - \dot{E}_o U_w + \dot{E}_w U_o = -(U_w - U_o) (\dot{E}_w + \dot{E}_o) \quad (2.45)$$

Figura 10 – Representação esquemática do entranhamento de gotas. Extraída de [Hadžiabdić e Oliemans \(2007\)](#).

Onde j denota o valor na face do volume de controle, $\dot{m}_o$ e $\dot{m}_w$ são os fluxos mássicos de óleo e água respectivamente. Os termos $\dot{E}_o$ e $\dot{E}_w$ representam o transporte convectivo de quantidade de movimento através da interface que é causado pelas gotas entranhadas de óleo e água respectivamente. Assume-se que as gotas, no momento do entranhamento, têm a velocidade da fase de origem e, no momento da deposição, têm a velocidade da fase hospedeira. Partindo das equações 2.44 e 2.45, as taxas de entranhamento podem ser definidas como:

$$\dot{E}_w = \rho_w V_w S_i L \quad (2.46)$$

$$\dot{E}_o = \rho_o V_o S_i L \quad (2.47)$$

Onde V_w e V_o são as velocidades da fase água e óleo normais à interface entre os fluidos, S_i é o comprimento interfacial e L é o comprimento do tubo. Das equações 2.46 e 2.47 também é possível definir as taxas de entranhamento específicas por unidade de comprimento de tubo, mostradas nas equações 2.48 e 2.49.

$$\dot{e}_w = \rho_w V_w S_i \quad (2.48)$$

$$\dot{e}_o = \rho_o V_o S_i \quad (2.49)$$

Como mostrado no início dos desenvolvimentos, a presença do entranhamento irá alterar a forma do termo convectivo e, por consequência, a forma geral da equação de dois

fluidos que é solucionada nos modelos unidimensionais empregados. A nova forma das equações para cada uma das fases será:

$$-\frac{dP}{dz} - \tau_w \frac{S_w}{A_w} \pm \tau_i \frac{S_i}{A_w} - \rho_w g \sin(\beta) + \frac{1}{A_w} (U_w - U_o) (\dot{e}_w + \dot{e}_o) = 0 \quad (2.50)$$

$$-\frac{dP}{dz} - \tau_o \frac{S_o}{A_o} \mp \tau_i \frac{S_i}{A_o} - \rho_o g \sin(\beta) - \frac{1}{A_o} (U_w - U_o) (\dot{e}_w + \dot{e}_o) = 0 \quad (2.51)$$

O novo termo nas equações de quantidade de movimento é um termo redistributivo, ou seja, que representa a transferência de quantidade de movimento entre uma fase e outra. É interessante notar que este termo depende da diferença de velocidades entre as fases, o que vai de acordo com o mecanismo de formação de entranhamento.

2.4 Modelo Volume-of-fluid (VOF)

Ao longo dos anos diversos métodos numéricos para a solução de escoamentos multifásicos foram desenvolvidos. Dentre eles, os métodos de captura e rastreamento de interface se destacam para problemas onde a interface entre as fases possui grandes escalas. Os métodos de rastreamento de interface utilizam técnicas para que a região entre os fluidos seja seguida pela malha, enquanto na captura de interface, a posição da mesma é aproximada por uma função indicadora, que é calculada de forma a prever quais células da malha são ocupadas por cada uma das fases.

O método de captura de interface mais difundido é o VOF ([HIRT; NICHOLS, 1981](#)) e a modelagem empregada nesse trabalho é derivada diretamente dele. Sua formulação matemática é apresentada a seguir.

Na abordagem convencional do método VOF três equações são resolvidas simultaneamente: continuidade (eq. 2.52), quantidade de movimento (eq. 2.53) e a função indicador (eq. 2.54), que representa a fração volumétrica de uma das fases.

$$\nabla \cdot \mathbf{U} = 0 \quad (2.52)$$

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{U})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U} \mathbf{U}) = -\nabla p + \nabla \cdot \mathbf{T} + \rho \mathbf{f}_b \quad (2.53)$$

$$\frac{\partial \alpha}{\partial t} + \nabla \cdot (\mathbf{U} \alpha) = 0 \quad (2.54)$$

Onde $\mathbf{U}$ representa o campo de velocidades compartilhado pelos dois fluidos ao longo de todo domínio, α é a função indicador, $\mathbf{T}$ é o tensor deviatório de tensões viscosas, ρ é a densidade, p é a pressão e $\mathbf{f}_b$ são as forças de campo por unidade de massa.

Tomando que os dois fluidos são newtonianos, o escoamento incompressível e o tensor taxa de deformação proporcional ao tensor das tensões, temos:

$$\nabla \cdot \mathbf{T} = \mu \left[\nabla U + (\nabla \mathbf{U})^T \right] = \nabla \cdot (\mu \nabla \mathbf{U}) + (\nabla \mathbf{U}) \cdot \nabla \mu \quad (2.55)$$

Além disso, as forças que agem sobre o escoamento são de natureza gravitacional e de tensão superficial. Esta última é gerada pela interface entre os fluidos e é modelada utilizando o método de força superficial contínua (CSF) (BRACKBILL; KOTHE; ZEMACH, 1992):

$$\mathbf{f}_\sigma = \sigma \kappa_i \nabla \alpha \quad (2.56)$$

Onde σ é a tensão superficial e κ_i é a curvatura da interface, que é determinada pela expressão:

$$\kappa_i = -\nabla \cdot \left(\frac{\nabla \alpha}{|\nabla \alpha|} \right) \quad (2.57)$$

A força gravitacional, por questões de simplificação do modelo é subtraída da pressão, como mostra a equação 2.58.

$$p_{rgh} = p - \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{x} \quad (2.58)$$

O escalar α indica a fração volumétrica de uma das fases do escoamento e pode assumir valores $0 \leq \alpha \leq 1$. Por exemplo, para o caso óleo-água, $\alpha = 0$ para células ocupadas por óleo e $\alpha = 1$ para as preenchidas com água, valores entre esses extremos só são encontrados na região da interface entre os líquidos.

É importante notar que o método VOF trata os dois fluidos imiscíveis como se fossem apenas um fluido com propriedades ponderadas a partir da distribuição da fração volumétrica α .

$$\begin{cases} \rho = \rho_w \alpha + \rho_o (1 - \alpha) \\ \mu = \mu_w \alpha + \mu_o (1 - \alpha) \end{cases} \quad (2.59)$$

Onde ρ_o e μ_o são a densidade e viscosidade do óleo respectivamente, ρ_w e μ_w são as mesmas propriedades para a água.

Examinando a equação 2.59 nota-se que a propriedade de cada um dos fluidos é mantida nas regiões ocupadas exclusivamente por eles e que a ponderação acontece apenas na região interfacial. Logo, um ponto crítico para as simulações do método VOF é o cálculo preciso da fração de fases e determinação da interface, uma vez que pequenos erros nestes

parâmetros podem levar a erros consideráveis em propriedades físicas, principalmente para fluidos com grandes razões de densidade ou viscosidade. Todavia, sabe-se que é difícil resolver a equação 2.54 de forma conservativa e delimitada. Nesse contexto, optou-se por utilizar um método geométrico para a reconstrução e propagação da interface denominado *isoAdvector*. O detalhamento do mesmo é realizado na próxima seção.

Para resolver as equações de quantidade de movimento é necessário realizar o acoplamento pressão-velocidade, que nesse caso é obtido pelos métodos PISO ou PIMPLE. Detalhes sobre cada um desses métodos, assim como o processo de discretização das equações podem ser encontradas em Jasak (1996) e Rusche (2003), assim como uma explicação detalhada do código implementado em C++.

2.4.1 *isoAdvector*

No método VOF a interface é representada implicitamente pela fração volumétrica de uma das fases na malha computacional, enquanto a sua advecção é realizada pela distribuição desse fluido a células adjacentes. Ao longo dos anos, um grande número de métodos baseados em VOF foram desenvolvidos e tais podem ser divididos em duas categorias básicas: métodos geométricos e algébricos. A diferença entre eles é que nos métodos geométricos, a reconstrução da interface é feita de forma explícita, tornando-os mais custosos computacionalmente, mas também mais precisos. O *isoAdvector* (ROENBY; BREDMOSE; JASAK, 2016; ROENBY; BREDMOSE; JASAK, 2019) é um método geométrico que usa o conceito de isosuperfícies para determinar a interface dentro de uma célula e depois modelar seu deslocamento ao longo de um passo temporal.

Neste método, a distribuição de fases é determinada com o uso de uma função indicadora, eq.2.60:

$$H(\mathbf{x}, t) = \frac{\rho(\mathbf{x}, t) - \rho_o}{\rho_w - \rho_o} \quad (2.60)$$

Dessa forma, $H = 1$ se $\mathbf{x}$ estiver localizado em uma região de água e $H = 0$ se pertencer a uma área de óleo. Na região da interface, $0 < H < 1$.

Levando em consideração a discretização do domínio avaliado em células computacionais, C_i , com faces B_i , o transporte da interface na sua forma integral é dado pela equação 2.61.

$$\frac{d}{dt} \int_{C_i} H(\mathbf{x}, t) dV = - \sum_{j \in B_i} \int_{F_j} H(\mathbf{x}, t) \mathbf{u}(\mathbf{x}, t) \cdot d\mathbf{S} \quad (2.61)$$

Onde o termo do lado esquerdo diz respeito à variação temporal de H em uma célula ao longo do tempo e o termo do lado direito é o fluxo de H através das faces do mesmo elemento.

Por outro lado, a fração volumétrica de água (α_w) em uma célula da malha é definida por:

$$\alpha_w(t) \equiv \frac{1}{V_i} \int_{C_i} H(\mathbf{x}, t) d\mathbf{V} \quad (2.62)$$

Onde V_i é o volume da célula computacional em questão. Se a equação 2.62 for substituída em 2.61 e integrando entre os instantes t e $t + \Delta t$, obtém-se a equação de α_w na célula i ao longo do tempo:

$$\alpha_i(t + \Delta t) = \alpha_i(t) - \frac{1}{V_i} \sum_{j \in B_i} \int_t^{t+\Delta t} \int_{F_j} H(\mathbf{x}, \tau) \mathbf{u}(\mathbf{x}, \tau) \cdot d\mathbf{S} d\tau \quad (2.63)$$

O segundo termo do lado direito da equação diz respeito ao volume de água transportado através das faces da célula computacional (ΔV_j) entre os instantes t e $t + \Delta t$. Essa é a quantidade fundamental que deve ser estimada para que α_w possa ser propagado. Logo, podemos reescrever a equação 2.63 como:

$$\alpha_w(t + \Delta t) = \alpha_w(t) - \frac{1}{V_i} \sum_{j \in B_i} \Delta V_j(t, \Delta t) \quad (2.64)$$

2.4.1.1 Reconstrução da interface

O primeiro passo para determinar o valor de $\alpha_w(t + \Delta t)$ é reconstruir a interface nas células a partir do dado disponível, $\alpha_w(t)$, feito pelo cálculo de uma isosuperfície dentro do elemento avaliado. Para esse fim, primeiro os valores de $\alpha_w(t)$ são interpolados do centro dos elementos para os vértices.

Com os valores das frações volumétricas em cada vértice do elemento ($f_1, f_2, \dots, f_n$), um isovalor f é escolhido e, caso esse valor esteja entre aquele dos vértices de uma aresta do elemento ($f_1 < f < f_2$ - fig. 11), isso implica em um ponto de corte. Uma vez que todos os pontos tenham sido encontrados, a isosuperfície pode ser definida pela sua união.

A isosuperfície divide a célula avaliada em duas regiões, uma ocupada por água ($W(f)$) e a outra por óleo ($O(f)$) (no caso do nosso trabalho). Assim, a fração volumétrica de água definida pela isosuperfície é dada por:

$$\tilde{\alpha}_w(f) = \frac{\text{vol}(W(f))}{V_i} \quad (2.65)$$

Se $\tilde{\alpha}_w(f) = \alpha_w$ então a isosuperfície encontrada é a correta. Caso contrário, o método passa por iterações até que esse valor seja definido.

Figura 11 – Representação de uma isosuperfície traçada pelo algoritmo IsoAdvector

2.4.1.2 Advecção da interface

O próximo passo para o método é definir como a interface calculada no instante t irá ser propagada no intervalo Δt , ou seja, resolver a integral da equação 2.63. Todavia, informações do campo de velocidades no intervalo $[t, t + \Delta t]$ são necessárias, mas devido à natureza segregada do *solver* utilizado, só existem informações de velocidades até o instante t em cada passo temporal. Como uma aproximação, o método *isoAdvector* assume que a velocidade permanece constante ao longo de um passo temporal ($\mathbf{u}(\mathbf{x}, t) \approx \mathbf{u}(\mathbf{x}, \tau)$), além disso, também assume-se que:

$$\mathbf{u}(\mathbf{x}, t) \cdot d\mathbf{S} \approx \frac{\phi_j(t)}{|\mathbf{S}_j|} dS \quad (2.66)$$

Onde ϕ_j é o fluxo volumétrico através da face j , $|\mathbf{S}_j|$ é a área desta face.

Dessa forma, o volume de água transportado através das faces do elemento pode ser aproximado por:

$$\Delta V_j(t, \Delta t) \approx \frac{\phi_j(t)}{|\mathbf{S}_j|} \int_t^{t+\Delta t} \int_{F_j} H(\mathbf{x}, \tau) dS d\tau \quad (2.67)$$

Nesse caso, a integral superficial diz respeito à área da face j ocupada por água, denotada por $W_j(\tau)$. Dessa forma, a equação pode ser reescrita como:

$$\Delta V_j(t, \Delta t) \approx \frac{\phi_j(t)}{|\mathbf{S}_j|} \int_t^{t+\Delta t} W_j(\tau) d\tau \quad (2.68)$$

Figura 12 – Evolução da linha face-interface para cada tempo que a mesma atinge um vértice

Para calcular o valor da integral na equação 2.68 avalia-se a evolução da linha de intersecção entre a interface com a face do elemento. Com isso, é possível estimar o tempo que a isoface demora para passar por cada vértice (fig. 12) utilizando a equação:

$$t_k \approx t + (\mathbf{X}_k - \mathbf{x}_s) \cdot \hat{\mathbf{n}}_s / U_s \quad (2.69)$$

Onde $\mathbf{X}_k$ é a posição do vértice analisado, $\mathbf{x}_s$ é a posição do centro geométrico da isosuperfície, $\hat{\mathbf{n}}_s$ é o versor normal à isosuperfície e U_s é a velocidade de propagação da isosuperfície na direção normal à mesma.

Com isso, para saber a posição da intersecção face-interface em um determinado instante de tempo no intervalo $[t, t + \Delta t]$ basta realizar uma interpolação linear.

A figura 13 exemplifica a evolução da intersecção face-interface durante passos temporais intermediários. Supondo que a mesma seja representada pela linha AB e CD nos instantes t_k e t_{k+1} respectivamente. Assim, em um instante intermediário, $\tau \in [t_k, t_{k+1}]$, os pontos que representam a linha são dados por:

$$\tilde{D}(\tau) = A + \frac{\tau - t_k}{t_{k+1} - t_k} (D - A) \quad (2.70)$$

$$\tilde{C}(\tau) = B + \frac{\tau - t_k}{t_{k+1} - t_k} (C - B) \quad (2.71)$$

Figura 13 – Notação auxiliar para calcular a interseção face-interface em passos intermediários

Com essa informação, podemos resolver a integral da equação 2.68, para isso, primeiramente o espaço temporal $[t, t + \Delta t]$ é subdividido em M intervalos $[\tilde{t}_1, \dots, \tilde{t}_M]$, assim:

$$\int_t^{t+\Delta t} W_j(\tau) d\tau = \sum_{k=1}^M \int_{\tilde{t}_k}^{\tilde{t}_{k+1}} W_j(\tau) d\tau \quad (2.72)$$

Usando as definições das equações 2.70 e 2.71, a área submersa em água pode ser definida como:

$$\begin{aligned} W_j(\tau) &= W_j(\tilde{t}_k) + \frac{1}{2} \sin(\alpha_s) |A\tilde{C}(\tau) \times B\tilde{D}(\tau)| \\ &= R_k \tau^2 + Q_k \tau + W_j(\tilde{t}_k) \end{aligned} \quad (2.73)$$

Onde R_k e Q_k são coeficientes do polinômio que podem ser calculados analiticamente a partir de A , B , $\tilde{C}$, $\tilde{D}$. Uma vez que os coeficientes são obtidos, a contribuição à integral temporal da equação 2.72 vinda do intervalo $[\tilde{t}_k, \tilde{t}_{k+1}]$ é dada por:

$$\int_{\tilde{t}_k}^{\tilde{t}_{k+1}} W_j(\tau) d\tau = \frac{1}{3} [\tilde{t}_{k+1}^3 - \tilde{t}_k^3] R_k + \frac{1}{2} [\tilde{t}_{k+1}^2 - \tilde{t}_k^2] Q_k + [\tilde{t}_{k+1} - \tilde{t}_k] W_j(\tilde{t}_k) \quad (2.74)$$

Adicionando a contribuição de todos os subintervalos e substituindo o valor em 2.68, finalmente é possível chegar em uma estimativa para $\Delta V_j(t, \Delta t)$.

Uma descrição mais detalhada do método numérico pode ser encontrada nos trabalhos de Roenby, Bredmose e Jasak (2016) e Roenby, Bredmose e Jasak (2019), incluindo análises de robustez numérica e aplicações em casos práticos. O solver *interIsoFoam* presente no *OpenFOAM*® v1706 (e versões posteriores) foi desenvolvido a partir da metodologia descrita e foi o *solver* utilizado ao longo deste trabalho.

2.5 Modelos de turbulência

Turbulência é um fenômeno comum em diversas aplicações em dinâmica de fluidos. Escoamentos nesse regime são caracterizados por um estado caótico e aleatório, nos quais os campos de velocidade e pressão variam continuamente. Na maior parte das aplicações em engenharia, simulações de turbulência necessitam a modelagem do fenômeno. Nessa seção, são apresentados brevemente os fundamentos das equações médias de Reynolds (RANS) em conjunto com o modelo $k - \omega SST$, além da modelagem de simulações de grandes escalas (LES) junto ao modelo de viscosidade turbulenta local adaptada as paredes (WALE).

2.5.1 Equações médias de Reynolds (RANS)

As equações médias de Reynolds surgem a partir da avaliação do campo de velocidades médio de um escoamento turbulento. Sua derivação parte das equações de continuidade e de Navier-Stokes instantâneas:

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (2.75)$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \nabla \cdot (u\mathbf{u}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial x} + \nu \nabla \cdot (\nabla u) \quad (2.76)$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + \nabla \cdot (v\mathbf{u}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial y} + \nu \nabla \cdot (\nabla v) \quad (2.77)$$

$$\frac{\partial w}{\partial t} + \nabla \cdot (w\mathbf{u}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial z} + \nu \nabla \cdot (\nabla w) \quad (2.78)$$

Nessas equações $\mathbf{u}$ se refere ao vetor velocidade e u , v , w às suas componentes nas direções x , y , z respectivamente e p representa a pressão. É importante frisar que as equações 2.75 à 2.78 são características de um escoamento incompressível e com viscosidade constante.

As variáveis $\mathbf{u}$ e p podem ser decompostas em uma parcela média e em uma flutuação, assim:

$$\mathbf{u} = \mathbf{U} + \mathbf{u}' \quad u = U + u' \quad v = V + v' \quad w = W + w' \quad p = P + p'$$

Nesse caso, as letras maiúsculas representam o valor médio e as com apóstrofo indicam a flutuação. Ao substituir esses valores nas equações 2.75 à 2.78 e então aplicar uma média temporal às mesmas, chega-se às equações médias de Reynolds para um escoamento incompressível:

$$\begin{aligned} \frac{\partial U}{\partial t} + \nabla \cdot (U\mathbf{U}) = & -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \nu \nabla \cdot (\nabla U) \\ & + \frac{1}{\rho} \left[\frac{\partial (-\rho \overline{u'^2})}{\partial x} + \frac{\partial (-\rho \overline{u'v'})}{\partial y} + \frac{\partial (-\rho \overline{u'w'})}{\partial z} \right] \end{aligned} \quad (2.79)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial V}{\partial t} + \nabla \cdot (V\mathbf{U}) = & -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial y} + \nu \nabla \cdot (\nabla V) \\ & + \frac{1}{\rho} \left[\frac{\partial (-\rho \overline{u'v'})}{\partial x} + \frac{\partial (-\rho \overline{v'^2})}{\partial y} + \frac{\partial (-\rho \overline{v'w'})}{\partial z} \right] \end{aligned} \quad (2.80)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial W}{\partial t} + \nabla \cdot (W\mathbf{U}) = & -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial z} + \nu \nabla \cdot (\nabla W) + \\ & \frac{1}{\rho} \left[\frac{\partial (-\rho \overline{u'w'})}{\partial x} + \frac{\partial (-\rho \overline{v'w'})}{\partial y} + \frac{\partial (-\rho \overline{w'^2})}{\partial z} \right] \end{aligned} \quad (2.81)$$

Como, normalmente, o interesse está na análise dos campos médios do escoamento, as equações de média de Reynolds são uma ótima abordagem, contudo seis novos termos de tensão aparecem durante o seu desenvolvimento:

- Três tensões normais:

$$\tau_{xx} = -\rho \overline{u'^2} \quad \tau_{yy} = -\rho \overline{v'^2} \quad \tau_{zz} = -\rho \overline{w'^2} \quad (2.82)$$

- Três tensões de cisalhamento:

$$\tau_{xy} = -\rho \overline{u'v'} \quad \tau_{xz} = -\rho \overline{u'w'} \quad \tau_{yz} = -\rho \overline{v'w'} \quad (2.83)$$

É interessante notar que se as flutuações u' , v' , w' fossem independentes, os termos das tensões de cisalhamento seriam nulos, mas esse não é o caso, devido à coerência das estruturas dos vórtices turbulentos.

O conjunto dos componentes descritos acima formam o tensor de Reynolds e, para resolver as equações médias, há a necessidade de modelá-los de alguma forma. A abordagem mais comum é utilizar a hipótese de Boussinesq dada por:

$$-\rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (2.84)$$

Onde μ_t é a viscosidade turbulenta, k é a energia cinética turbulenta e δ_{ij} é o delta de Kronecker.

Diversos modelos de turbulência tentam estimar valores da viscosidade e da energia cinética turbulentas a fim de determinar o tensor e assim, fechar as equações de Navier-Stokes. Dentre eles, podem ser citados o modelo $k - \varepsilon$ e suas variações, $k - \omega$ e variantes e modelos algébricos de tensão.

Ao longo deste trabalho, o modelo de turbulência escolhido foi o $k - \omega$ SST (MENTER, 1993; MENTER; KUNTZ; LANGTRY, 2003) detalhado na seção seguinte.

2.5.1.1 Modelo $k - \omega$ SST

O modelo $k - \omega$ SST foi proposto por Menter (1993) e posteriormente revisto por Menter, Kuntz e Langtry (2003). Essa última abordagem é a implementada no código do OpenFOAM®e, logo, é a descrita nessa seção.

A vantagem do modelo $k - \omega$ SST está no fato de ele mesclar os modelos $k - \omega$ e $k - \varepsilon$ se utilizando dos pontos fortes de cada um deles, ou seja, o modelo $k - \omega$ é empregado em regiões próximas às paredes e o $k - \varepsilon$ em áreas mais distantes. Essa mudança entre modelos é executada por funções de mistura.

Na modelagem, duas equações de transporte são resolvidas:

$$\frac{\partial (\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U} k) = \widetilde{P}_k - \beta^* \rho k \omega + \nabla \cdot [(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \nabla k] \quad (2.85)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\rho \omega)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{U} \omega) = & \phi \rho S^2 - \beta \rho \omega^2 + \nabla \cdot [(\mu + \sigma_\omega \mu_t) \nabla \omega] \\ & + 2(1 - F_1) \rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \nabla k \cdot \nabla \omega \end{aligned} \quad (2.86)$$

Onde k é a energia cinética turbulenta e ω é a taxa específica de dissipação de k . F_1 é uma função de mistura, dada por:

$$F_1 = \tanh \left\{ \left\{ \min \left[\max \left(\frac{\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right), \frac{4\rho \sigma_{\omega 2} k}{CD_{k\omega} y^2} \right] \right\}^4 \right\} \quad (2.87)$$

Onde $CD_{k\omega} = \max \left(2\rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \nabla k \cdot \nabla \omega, 10^{-10} \right)$ e y é a distância até a parede mais próxima.

$\widetilde{P}_k$ na equação de k (eq. 2.85) é um termo de produção dado por:

$$\widetilde{P}_k = \min (P_k, 10\beta^* \rho k \omega) \quad (2.88)$$

$$P_k = \mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (2.89)$$

Finalmente, a viscosidade dinâmica turbulenta é definida por:

$$\mu_t = \frac{a_i \rho k}{\max(a_1 \omega, \mathbf{S} F_2)} \quad (2.90)$$

$\mathbf{S}$ é o invariante do tensor taxa de deformação ($\mathbf{S} = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$) e F_2 é outra função de mistura:

$$F_2 = \tanh \left\{ \left[\max \left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta^* \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega} \right) \right]^2 \right\} \quad (2.91)$$

As constantes nas equações 2.85 à 2.91 são computadas por uma mescla das presentes nos modelos $k - \epsilon$ e $k - \omega$. Elas são: $\beta_1 = 3/40$, $\beta_2 = 0.0828$, $\phi_1 = 5/9$, $\phi_2 = 0.44$, $\sigma_{k1} = 0.85$, $\sigma_{k2} = 1.0$, $\sigma_{\omega 1} = 0.5$, $\sigma_{\omega 2} = 0.856$, $\beta^* = 0.09$ e $a_1 = 0.31$.

Uma das grandes vantagens do modelo $k - \omega$ *SST* está em seu tratamento das regiões próximas à parede, realizando uma mudança automática entre modelagem de baixo-Reynolds e funções de parede, baseado no adimensional y^+ . Isso possibilita bons resultados independente do espaçamento de malha nessa região.

2.5.2 Equações de simulações de grandes escalas (LES)

A abordagem de simulação de grandes escalas se baseia no fato de vórtices pequenos e grandes se comportarem de forma diferente em um escoamento turbulento. Enquanto os vórtices maiores extraem energia do escoamento principal e costumam ter um comportamento anisotrópico, os menores são responsáveis pela dissipação de energia turbulenta e são aproximadamente isotrópicos. Dessa forma, a ideia por trás da metodologia LES é filtrar o escoamento e, dessa forma, resolver os vórtices maiores e modelar os menores, já que seu comportamento é mais fácil de ser capturado por um modelo simples.

O primeiro passo da modelagem LES é a aplicação do filtro espacial às equações do escoamento. Para isso uma função de filtragem deve ser selecionada, no caso desse trabalho, ela tem a forma:

$$F_f(\mathbf{x}, \mathbf{x}', t) = \begin{cases} 1/\Delta^3 & |\mathbf{x} - \mathbf{x}'| \leq \Delta/2 \\ 0 & |\mathbf{x} - \mathbf{x}'| > \Delta/2 \end{cases} \quad (2.92)$$

Nesse caso, Δ é o comprimento de corte e indica uma medida do tamanho dos vórtices a serem mantidos ou rejeitados durante as simulações. Nesse trabalho, optou-se por utilizar a raiz cúbica do volume das células:

$$\Delta = \sqrt[3]{\Delta x \Delta y \Delta z} \quad (2.93)$$

Com isso, a operação de filtragem de uma variável do escoamento é dada por:

$$\tilde{\vartheta}(\mathbf{x}, t) \equiv \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} F_f(\mathbf{x}, \mathbf{x}', t) \vartheta(\mathbf{x}', t) dx'_1 dx'_2 dx'_3 \quad (2.94)$$

Onde ϑ indica a variável analisada e $\tilde{\vartheta}$ sua versão após a aplicação do filtro espacial.

Aplicando o processo de filtragem às equações de continuidade (eq. 2.75) e Navier-Stokes (eq. 2.76 a 2.78) chega-se às equações de continuidade e quantidade de movimento LES:

$$\nabla \cdot \tilde{\mathbf{u}} = 0 \quad (2.95)$$

$$\frac{\partial \tilde{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (\tilde{u} \tilde{\mathbf{u}}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tilde{p}}{\partial x} + \nu \nabla \cdot (\nabla \tilde{u}) - \frac{1}{\rho} [\nabla \cdot (\rho \tilde{u} \tilde{\mathbf{u}}) - \nabla \cdot (\rho \tilde{u} \tilde{\mathbf{u}})] \quad (2.96)$$

$$\frac{\partial \tilde{v}}{\partial t} + \nabla \cdot (\tilde{v} \tilde{\mathbf{u}}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tilde{p}}{\partial y} + \nu \nabla \cdot (\nabla \tilde{v}) - \frac{1}{\rho} [\nabla \cdot (\rho \tilde{v} \tilde{\mathbf{u}}) - \nabla \cdot (\rho \tilde{v} \tilde{\mathbf{u}})] \quad (2.97)$$

$$\frac{\partial \tilde{w}}{\partial t} + \nabla \cdot (\tilde{w} \tilde{\mathbf{u}}) = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \tilde{p}}{\partial z} + \nu \nabla \cdot (\nabla \tilde{w}) - \frac{1}{\rho} [\nabla \cdot (\rho \tilde{w} \tilde{\mathbf{u}}) - \nabla \cdot (\rho \tilde{w} \tilde{\mathbf{u}})] \quad (2.98)$$

Assim como no caso das equações RANS, um conjunto de tensões aparecem após o processo de filtragem:

$$\tau_{ij} = \rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j - \rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j = \rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j - \rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j \quad (2.99)$$

A decomposição de uma variável do escoamento (ϑ) pode ser determinada por: 1. função filtrada $\tilde{\vartheta}$ que apresenta variações espaciais maiores que o comprimento de corte; 2. ϑ' que contém as variações com escala de comprimentos menores que o corte. Utilizando essa informação, a tensão presente nas equações LES (eq. 2.99) pode ser reescrita como:

$$\tau_{ij} = \rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j - \rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j = (\rho \tilde{u}_i \tilde{u}_i - \rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j) + (\rho \tilde{u}_i \tilde{u}'_j + \rho \tilde{u}'_i \tilde{u}_j) + \rho \tilde{u}'_i \tilde{u}'_j \quad (2.100)$$

Os três termos que aparecem após a segunda igualdade na equação 2.100 são contribuições distintas que surgem após o processo de filtragem que gera as equações LES:

- Tensão de Leonard: $L_{ij} = \rho \tilde{u}_i \tilde{u}_i - \rho \tilde{u}_i \tilde{u}_j$.

Essa parcela é composta por efeitos da escala resolvida e aparecem, porque a segunda operação de filtragem altera a variável do escoamento já filtrada previamente ($\tilde{\vartheta} \neq \tilde{\vartheta}$).

- Tensão Cruzada: $C_{ij} = \rho \widetilde{u_i u_j'} + \rho u_i' \widetilde{u_j}$.

Essa parcela diz respeito à interação entre os vórtices sub-malha e o escoamento resolvido.

- Tensor de Reynolds LES: $R_{ij} = \rho \widetilde{u_j u_j}$.

É causado pela transferência convectiva de quantidade de movimento causada pelas interações entre os vórtices sub-malha e são modeladas por modelos de turbulência SGS.

Modelos de turbulência sub-malha devem ser capazes de modelar o efeito do tensor R_{ij} , mas é comum que eles incluam o efeito das três parcelas ($L_{i,j}$, C_{ij} , R_{ij}) na modelagem.

Ao longo deste trabalho optou-se pela utilização do modelo LES SGS WALE proposto por [Nicoud e Ducros \(1999\)](#). Uma breve descrição dessa abordagem é apresentada na próxima seção.

2.5.2.1 Modelo WALE

O modelo de Smagorinsky é um dos mais difundidos para modelagem do tensor proveniente da filtragem das equações LES (tensor SGS):

$$T_{ij} = \widetilde{u_i u_j} - \widetilde{u_i} \widetilde{u_j} \quad (2.101)$$

Nesse caso, a hipótese de viscosidade turbulenta é usada para modelar o tensor:

$$T_{ij} - \frac{1}{3} T_{kk} \delta_{ij} = 2\nu_t \widetilde{S}_{ij} \quad (2.102)$$

Onde,

$$\widetilde{S}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \widetilde{u_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \widetilde{u_j}}{\partial x_i} \right) \quad (2.103)$$

No modelo de Smagorinsky, assume-se que a viscosidade cinemática turbulenta é proporcional ao comprimento sub-malha característico Δ e a uma velocidade turbulenta característica, dada pela taxa de deformação local $|\widetilde{S}|$:

$$\nu_t = (C_s \Delta)^2 |\widetilde{S}| \quad (2.104)$$

Onde, C_s é uma constante e $|S| = \sqrt{2\widetilde{S}_{ij}\widetilde{S}_{ij}}$.

[Nicoud e Ducros \(1999\)](#) argumentam que apenas o uso do tensor taxa de deformação (S) para definir a viscosidade turbulenta não é suficiente, embasado em prévios trabalhos utilizando simulação numérica direta (DNS). Outro fato que aponta a necessidade de

melhoria nessa abordagem está na presença de valores de ν_t não nulos nas paredes a menos que a função exponencial de amortecimento de Van Driest seja empregada.

Nesse contexto, [Nicoud e Ducros \(1999\)](#) propuseram a utilização de um novo operador para a equação de viscosidade turbulenta:

$$\nu_t = C_m \Delta^2 \widetilde{OP} \quad (2.105)$$

Sendo que $\widetilde{OP}$ deve ser uma função das taxas de deformação e rotação, ir naturalmente à zero nas paredes e ser invariante a rotações e translações de coordenadas.

Seguindo essas diretrizes, o modelo WALE foi desenvolvido:

$$\nu_t = (C_w \Delta)^2 \frac{(S_{ij}^d S_{ij}^d)^{3/2}}{(\tilde{S}_{ij} \tilde{S}_{ij})^{5/2} + (S_{ij}^d S_{ij}^d)^{5/4}} \quad (2.106)$$

Onde C_w é uma constante e S_{ij}^d é construído a partir do quadrado do tensor gradiente de velocidade.

$$S_{ij}^d = \frac{1}{2} (\tilde{g}_{ij}^2 + \tilde{g}_{ji}^2) - \frac{1}{3} \delta_{ij} \tilde{g}_{kk}^2 \quad (2.107)$$

$\tilde{g}_{ij}$ é o tensor gradiente de velocidade: $\tilde{g}_{ij} = \partial \tilde{u}_i / \partial x_j$.

3 METODOLOGIA

Nesta seção são apresentadas descrições das metodologias utilizadas para as três abordagens do trabalho, o modelo unidimensional, os experimentos e as análises em CFD.

3.1 Modelo Unidimensional

O modelo desenvolvido neste trabalho expande aquele proposto por [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#), adicionando os conceitos de fator e taxa de entranhamento propostas por [Hadžiabdić e Oliemans \(2007\)](#). Como mencionado no capítulo 2, a taxa de entranhamento contabiliza a transferência de quantidade de movimento entre as fases que ocorre devido ao entranhamento; isso é representado pela alteração na equação do modelo de dois fluidos para:

$$-\frac{\tau_l S_l}{A_l} + \frac{\tau_u S_u}{A_u} \pm \tau_i S_i \left(\frac{1}{A_l} + \frac{1}{A_u} \right) - (\rho_l - \rho_u) g \sin \beta - \left(\frac{1}{A_l} + \frac{1}{A_u} \right) (U_l - U_u) (\dot{e}_w + \dot{e}_o) = 0 \quad (3.1)$$

Onde os subscritos l e u se referem à região inferior e superior à interface respectivamente. O termo $\dot{e}_w$ é a taxa de entranhamento específica de água em óleo e $\dot{e}_o$ a taxa de óleo em água.

O fator de entranhamento, por sua vez, age implicitamente na equação 3.1 alterando as áreas e perímetros ocupados por cada uma das regiões, as propriedades físicas e as velocidades *in situ*.

O princípio do código desenvolvido é encontrar a altura e forma da interface que satisfaz a equação 3.1 e, assim, ser capaz de determinar parâmetros do escoamento, tais como o gradiente de pressões e o *hold up* de óleo. A figura 14 mostra o passo-a-passo do algoritmo desenvolvido.

Os primeiros passos do fluxograma são triviais, as propriedades físicas dos fluidos (óleo e água) e os valores de taxa e fator de entranhamento são fornecidos pelo usuário. Para as duas primeiras iterações do programa, assume-se uma altura arbitrária da interface e, a partir de então, o *loop* de cálculo é iniciado: o raio de curvatura da interface é calculado utilizando as equações 2.25 e 2.26. As áreas ocupadas pelos fluidos são estimadas pela equação 2.27 e corrigidas por 2.36 e 2.37. Nesse ponto, o programa calcula um novo raio de curvatura e altura para a interface, reconhecendo que a presença das gotas entranhadas mudará a sua posição, que havia sido obtida anteriormente. A nova altura e forma da interface devem ser tais que satisfaçam as áreas corrigidas. Em seguida, os perímetros (S_u , S_l e S_i) são calculados pela equação 2.28, as densidades são obtidas de 2.38 e 2.39 e as

Figura 14 – Fluxograma dos passos realizados pelo código unidimensional

Tabela 1 – Descrição dos equipamentos no esquema da fig. 15

Sigla	Equipamento	Sigla	Equipamento
OT	Reservatório de óleo	W VFP	Variador de frequência da bomba de água
WT	Reservatório de água	O VFP	Variador de frequência da bomba de óleo
OP	Bomba de óleo	FO1, FO2 e FO3	Medidores de vazão de óleo
WP	Bomba de água	FW1, FW2 e FW3	Medidores de vazão de água
CV	Válvulas de controle	GLM	Misturador óleo-água-ar
LLS	Separador água-óleo	V1, V2 e V3	Válvulas de fechamento rápido
T1, T2 e T3	Termopares	DPT	Transdutor de pressão diferencial
VS1 e VS2	Seções de Visualização	WMS	Sensor Wire-mesh

viscosidades por 2.40 a 2.42.

As velocidades *in situ* são obtidas pela solução do sistema apresentado na equação 2.43. Por fim, com todos os dados anteriores em mãos, é possível calcular os fatores de cisalhamento parietal e interfacial pelas equações 2.31 e 2.32 respectivamente. Assim, a equação do modelo de dois fluidos (eq. 3.1) pode ser resolvida e, se a igualdade for satisfeita, a posição correta da interface foi encontrada, caso contrário, usa-se o método da secante para obter um novo valor de h .

O modelo foi implementado em *MATLAB* e o código fonte encontra-se no Apêndice A.

3.2 Experimentos

Os experimentos realizados ao longo deste trabalho tem o objetivo de fornecer dados para comparação com os modelos numéricos, além de dados complementares que possam ajudar no fechamento do modelo unidimensional. Um ponto importante é que não existem dados para os fatores e taxas de entranhamento na literatura que permitam levantar uma correlação que possa ser usada neste trabalho. Na realidade, não foram encontrados trabalhos que tenham medido esses parâmetros para o escoamento óleo-água ou que definam uma metodologia de medição para os mesmos. Nesse contexto, nesta seção são apresentados: a instalação experimental, os equipamentos de medição e o detalhamento dos dados obtidos e programas utilizados para o tratamento dos dados.

3.2.1 Instalação experimental

O desenvolvimento do trabalho foi realizado no aparato experimental "oleoduto piloto" inclinável do LETeF esquematizado na figura 15 e mostrado na figura 16. A tabela 1 descreve cada um dos componentes ilustrados na imagem.

Figura 15 – Representação esquemática do oleoduto piloto do NETeF. Siglas presentes na tabela 1.

Figura 16 – Oleoduto piloto

A seção de testes possui 12m de extensão total e é composta por tubos de borossilicato de sódio com 1,5m de comprimento, 26mm de diâmetro interno e parede de

espessura $2mm$. O escoamento é desviado para a linha *by-pass* quando as válvulas V1 e V2 são fechadas e a V3 é aberta. Isso normalmente ocorre, para realizações de medidas de fração volumétrica.

Os variadores de frequência controlam as bombas de deslocamento positivo, responsáveis por suprir óleo e água para a instalação. Os medidores de vazão de óleo e água são necessários para o fechamento do *loop* de controle do sistema. Existem termopares do tipo K ao longo da linha de óleo, além de dois termopares na seção de testes, um a $1,5m$ e outro a $9m$ da região de entrada. Eles são utilizados para aferir a temperatura dos fluidos ao longo da linha e assim determinar suas propriedades físicas. Há também manômetros nas linhas responsáveis pelo controle de pressão e segurança, evitando acidentes e rompimentos.

Todo o controle do experimento e a aquisição de dados são feitos através de instrumentação dedicada PXI-National Instruments controlada por um programa em *LabView* a partir de um computador central e todo o aparato pode ser acessado remotamente durante os testes.

3.2.2 Estação de controle

A aquisição e o controle de todo o experimento, com exceção do sensor *wire-mesh*, é realizado através de um microcomputador equipado com uma placa NI PCI-6224 da *National Instruments*® em conjunto com o *LabView*® 2017. A placa de aquisição possui 32 canais analógicos e 48 canais digitais, com resolução de 16 bits e taxa máxima de 250 mil aquisições por segundo. Como todos os sensores usados nos experimentos emitem sinais de corrente de $4 - 20mA$, é necessário convertê-los para tensão antes de serem enviados para a placa de aquisição, para isso, um bloco conversor com resistências de 250 Ohms é empregado.

A estação de controle se comunica com as bombas e válvulas de fechamento rápido através do protocolo TCP/IP, enviando sinais de controle às mesmas.

Todo o processo é realizado através de um programa em *LabView*®. A figura 17 mostra a sua interface gráfica.

3.2.3 Medições de gradiente de pressão

Informações sobre gradiente de pressão e *hold up* do escoamento são de grande importância, pois normalmente são os parâmetros de interesse para a indústria e são utilizados para a validação dos modelos numéricos.

O gradiente de pressão foi obtida pela medida da diferença entre as pressões em dois pontos da linha (fig. 18) utilizando um transdutor de pressão diferencial. Existem 7 tomadas de pressões ao longo da linha de teste que podem ser utilizadas, entretanto, ao longo das jornadas experimentais apenas três destes foram utilizados. Na maior parte

Figura 17 – Interface do programa em *LabView*[®] responsável pelo controle e aquisição nos experimentos.

dos dados obtidos, foram usadas as tomadas a 6m e 10,5m da região de entrada. Em casos onde o fundo de escala do transdutor seria excedido as tomadas eram alteradas para 6 e 7: a 7,5m e 10,5m da entrada. A seleção de quais usar foi feita através de um "manifold" (fig. 19). A escolha das tomadas a uma longa distância da entrada é para garantir que o escoamento já esteja completamente desenvolvido na região onde as medidas são realizadas. Por exemplo, os estudos de Castro (2013), no mesmo aparato, mostrou que o comprimento de desenvolvimento para o escoamento estratificado liso pode chegar a 6m, enquanto para o estratificado ondulado é de 1,5m. Uma vez determinadas as tomadas a serem utilizadas, o gradiente de pressão é calculado pela diferença de pressão entre os dois pontos medidos dividido pela distância entre os mesmos.

Um transdutor de pressão diferencial da marca Endress Hauser Deltabar S PMD 75 com fundo de escala $\pm 3\text{kPa}$ (acurácia $\pm 0,075\%$ da faixa de operação; fig. 20) foi utilizado para as medidas e as aquisições foram realizadas ao longo de trinta segundos para cada ponto, após a estabilização do escoamento.

Para garantir que o sistema não apresentava possíveis falhas (bolhas de ar ao longo das mangueiras do manifold, entupimento das tomadas de pressão, má calibração dos sensores, etc), uma série de medidas de perda de carga para escoamentos monofásicos de água e óleo foram realizadas, previamente às medidas de escoamento bifásico. Esses dados foram comparados com a perda de carga obtida utilizando a equação de Darcy-Weisbach e o fator de atrito de Blasius e, em todos os casos, os erros ficaram abaixo de 5%, indicando um bom comportamento do sistema.

Figura 18 – Duas tomadas de pressão do oleoduto piloto, indicadas pelas setas brancas

Figura 19 – "Manifold" usado na medida diferencial de pressão

Figura 20 – Sensor diferencial de pressão Endress Hauser Deltabar S PMD 75

3.2.4 Visualização do escoamento

A definição do padrão de escoamento, obtenção de dados da onda interfacial e medida de volume de gotas foram todos realizados através da filmagem do escoamento com uma câmera de alta velocidade, modelo i-SPEED 3 OLYMPUS utilizada a uma taxa de 2.000 quadros por segundo, em conjunto com uma lente Nikon AF com máxima abertura $f/2.8$ e mínima distância focal de $0,25m$. A câmera foi posicionada sobre um suporte feito de alumínio que se encontrava preso à estrutura do oleoduto piloto e sua distância em relação à seção de visualização não foi alterada durante todo o experimento. As imagens obtidas possuem uma resolução de 1280×1024 pixels.

Para diminuir efeitos de distorção causados pela curvatura da tubulação, optou-se por utilizar seções de visualização feitas de vidro e preenchidas com glicerina (fig. 21) externas à tubulação. O uso de glicerina se deve ao seu índice de refração, que é muito próximo ao do borossilicato ($1,47$ vs $1,48$), com isso é possível planificar a imagem e praticamente fazer desaparecer a parede externa da tubulação. As duas seções usadas foram posicionadas a $8\ m$ e $10\ m$ da região de entrada respectivamente.

Para a correção de efeitos de lente e paralaxe remanescentes, foi feita uma medida

Figura 21 – Seção de visualização de vidro preenchida com glicerina

Figura 22 – Padrão quadriculado usado na calibração das imagens obtidas pela câmera de alta velocidade

utilizando um padrão quadriculado posicionado dentro da tubulação enquanto a mesma se encontra preenchida por água. A figura 22 mostra uma representação do padrão usado. Tomou-se o cuidado de garantir que o mesmo esteja posicionado paralelamente ao plano de filmagem e, com isso, sabendo-se o tamanho real dos quadriculados ($1 \times 1 \text{ mm}$) foi possível correlacioná-los com as imagens obtidas pela câmera e, assim, definir uma dimensão de pixels por milímetro e também corrigir regiões com distorção da proporção definida.

Um ponto importante das filmagens foi garantir a boa iluminação da seção, uma vez que ela é necessária para a câmera de alta velocidade. Para isso, dois holofotes de LED de alta potência ($30W$) foram posicionados atrás de cada uma das seções de visualização e uma folha branca foi introduzida em frente aos mesmos para garantir a difusão luminosa e permitir a utilização da câmera em altas taxas de quadro.

É importante notar que devido às limitações da memória interna da câmera, o número máximo de quadros que podem ser armazenados por filmagem é 2447, o que implica em um tempo total de $1,2235s$ de escoamento.

Figura 23 – Imagem de escoamento estratificado ondulado (SW) obtida durante os experimentos

Figura 24 – Imagem de escoamento estratificado ondulado (SW) e interface detectada pelo algoritmo em verde

3.2.4.1 Medições da onda interfacial

Com a utilização dos equipamentos descritos previamente, imagens de diferentes padrões de escoamento foram obtidas, dentre elas, o escoamento estratificado ondulado (fig. 23). Imagens desse padrão foram analisadas através de um programa de tratamento de imagens, desenvolvido em MATLAB, a fim de avaliar parâmetros geométricos da onda interfacial, tais como amplitude e comprimento.

No programa, primeiramente as imagens são binarizadas e o filtro de Canny é usado para a detecção de bordas. Aquelas que são muito pequenas (abaixo de 100 pixels) são identificadas como ruído nas imagens e são descartadas e, assim, a borda ou interface entre os fluidos é detectada (fig. 24).

O resultado do processamento é convertido de pixels para milímetros e, posteriormente, pontos de máximo e mínimo locais são identificados, ou seja, vales e picos. A amplitude (α_{wv}) e o comprimento (λ_{wv}) de onda seguem a definição proposta por Castro (2013) (fig. 25), ou seja, a amplitude de uma onda é dada pela média entre a distância de vale a pico à direita e esquerda de uma onda. O comprimento é a distância entre dois vales consecutivos.

3.2.4.2 Medições de gotas no escoamento

Um ponto importante para a avaliação do escoamento estratificado com mistura na interface (ST&MI) é a identificação e avaliação das gotas entranhadas. Neste trabalho,

Figura 25 – Definição de características geométricas da onda (a) Amplitude - α_{wv} ; (b) Comprimento - λ_{wv} . Extraído de [Castro \(2013\)](#).

optou-se por utilizar as imagens provenientes de filmagens para extrair informações das gotas. Nesse contexto, um novo programa de processamento de imagens foi desenvolvido para identificar estruturas com forma elipsoidal no escoamento. Essa abordagem advém da observação do padrão ST&MI ao longo da campanha experimental, no qual identificou-se que as gotas podem apresentar formas variáveis, não sendo necessariamente circulares.

O algoritmo desenvolvido em MATLAB[®] para identificar as gotas segue os seguintes passos:

- Aplicação de filtro espacial de mediana e conjuntos fuzzy para transformação de intensidade nas imagens;
- Binarização da imagem resultante;
- Segmentação do contorno utilizando método de aproximação de polígono;
- Avaliação dos segmentos que compõem uma elipse e ajuste das elipses a serem traçadas;
- Desenho das elipses respeitando restrições impostas;
- Armazenamento dos resultados;

A figura 26 mostra um quadro de uma escoamento ST&MI e o resultado de cada passo do processamento.

Uma vez que as elipses são obtidas, o maior (r_a) e o menor (r_b) raio de cada uma delas pode ser definido. Ainda assim, uma dimensão é necessária para a obtenção do volume, que é no sentido normal ao plano de filmagem (r_c). Não é possível determinar esse valor a partir das filmagens, então optou-se pela suposição do valor médio entre o maior e menor raio. Assim, o volume de cada goaa é dado por:

$$V_{gota} = \frac{4}{3}\pi r_a r_b r_c \quad (3.2)$$

Figura 26 – Exemplo de padrão ST&MI após cada um dos passos de processamento e gotas detectadas pelo algoritmo

3.2.5 Medições de *hold up*

Existem dois mecanismos possíveis para a medição de *hold up* na linha de testes. O primeiro é a utilização das válvulas de fechamento rápido (fig. 27) presentes na entrada e saída da seção de testes (V1 e V2 na figura 15). Nesse método, uma vez que o padrão de escoamento está devidamente estabelecido, as válvulas são fechadas e todo o fluido contido na seção de testes fica aprisionado. Posteriormente, a seção é inclinada e todo o fluido é retirado e armazenado em um recipiente graduado. Espera-se a decantação entre água e óleo e, assim, é possível determinar o volume de cada uma das fases. Esse método é extremamente robusto e eficiente, mas tem duas desvantagens claras, a primeira é seu tempo de execução, o tempo entre o fechar das válvulas e a decantação geralmente é longo e, nesse período, a aquisição de dados do experimento é cessada, a segunda é que o resultado é uma média espacial, ou seja, este método não é capaz de capturar variações da fração volumétrica ao longo da seção de testes.

O segundo mecanismo para a medida de fração volumétrica é a utilização do sensor *wire-mesh*. Nesse caso, é possível obter a tomografia do escoamento ao longo do tempo e o *hold up* pode ser obtido dividindo a área ocupada pela água em relação à área total da imagem. A grande vantagem desta abordagem é a obtenção instantânea e local das frações volumétricas (fig.28) e até mesmo a reconstrução do escoamento por uma sequência de imagens. Outro ponto positivo é a grande economia de tempo em relação ao método de válvulas de fechamento rápido e a possibilidade de manter o experimento rodando. As desvantagens desse método estão na intrusividade e na necessidade de calibração precisa do sensor para obter bons resultados. Uma explicação mais detalhada do funcionamento do sensor pode ser vista no apêndice C.

Neste trabalho optou-se pela utilização de uma combinação dos dois mecanismos citados: foram levantados 10 pontos de *hold up* utilizando válvulas de fechamento rápido e esses dados, por sua vez, foram empregados para aferir o sensor *wire-mesh*. A partir desse

Figura 27 – Válvula de fechamento rápido presente no oleoduto piloto

Figura 28 – Distribuição de óleo e água em seção transversal de tubo obtida pelo sensor *wire-mesh*, [Rodriguez et al. \(2015\)](#)

ponto, apenas o último foi usado ao longo dos experimentos.

Para a utilização do *wire-mesh* primeiro foram necessárias a obtenções de dados de impedância do óleo e da água separadamente. Assim, previamente aos experimentos, foram realizadas calibrações onde escoou-se apenas óleo e água pela tubulação. Após isso, os experimentos foram realizados com a *wire-mesh* a uma taxa de 500fps e 10s de aquisição para cada ponto experimental.

Os dados das calibrações e de cada ponto experimental foram fornecidos a um programa em MATLAB que, através dos dados de impedância e de modelos de permissividade, é capaz de determinar a tomografia da seção transversal em cada instante. Com esse dado em mãos, o mesmo programa fornece a distribuição média das fases, o *hold up* médio e a distribuição de probabilidade do *hold up*.

3.2.6 Medições de taxa de entranhamento

A medição da taxa de entranhamento proposta por Hadžiabdić e Oliemans (2007) não é trivial. A metodologia experimental aqui delineada é baseada nos estudos de Castro (2013) realizados na mesma instalação experimental deste projeto. Em seu trabalho, o autor identificou que não acontece entranhamento de água em óleo, apenas o oposto (fig. 29(c)). Isso porque o óleo usado possui alta viscosidade e não entra em regime turbulento para condições de escoamento estratificado. Assim, o problema de estudar como as duas fases dispersas se comportam, reduz-se ao estudo de apenas uma delas.

Castro (2013) também notou que as gotas de óleo dispersas não sofrem deposição devido à alta viscosidade e tensão superficial. Assim, o volume de gotas de óleo tende a aumentar ao longo da seção de testes (fig. 30) uma vez que o regime estratificado misturado é atingido.

A figura 30 ilustra o que é observado na prática, em duas seções distintas da região de testes, assim, conhecendo-se a posição das duas seções da figura é possível determinar a massa entranhada no intervalo entre elas:

$$\Delta m_{oe} = m_{oe,a} - m_{oe,b} \quad (3.3)$$

Onde $m_{oe,a}$ é a massa de óleo entranhada na seção à jusante e $m_{oe,b}$ é a massa entranhada na seção à montante.

Tomando que a densidade do óleo é constante, a equação 3.3 pode ser representada:

$$\rho_o \Delta V_{oe} = \rho_o V_{oe,a} - \rho_o V_{oe,b} \quad (3.4)$$

Onde V_{oe} é o volume de gotas de óleo entranhadas em uma determinada posição da seção.

Figura 29 – Padrões de escoamento obtidos por [Castro \(2013\)](#) (a)estratificado liso; (b)estratificado ondulado; (c)estratificado misturado com gotas de óleo na água

Figura 30 – Padrão estratificado misturado com gotas de óleo em água; (a)seção à jusante; (b)seção à montante.

Assumindo que as gotas entranhadas tem a mesma velocidade da fase aquosa, o tempo que elas levam para se deslocarem entre as duas seções é:

$$\Delta t = \frac{L}{U_w} \quad (3.5)$$

Onde L é a distância entre as seções avaliadas e U_w é a velocidade *in situ* da água.

Logo, a taxa de entranhamento do óleo pode ser definida por:

$$\dot{E}_o = \frac{\Delta m_{oe}}{\Delta t} = \frac{\Delta m_{oe} U_w}{L} = \frac{\rho_o \Delta V_{oe} U_w}{L} \quad (3.6)$$

Logo, a taxa específica de entranhamento é:

$$\dot{e}_o = \frac{\rho_o \Delta V_{oe} U_w}{L^2} \quad (3.7)$$

Todos os parâmetros da equação 3.7 são conhecidos *a priori*, com exceção dos volumes de gotas nas duas seções ($V_{oe,a}$ e $V_{oe,b}$). A obtenção desses valores é realizado através da filmagem do escoamento com uma câmera de alta velocidade (como descrito na seção 3.2.4.2). Com uma amostragem suficientemente alta espera-se definir um volume médio de gotas em cada uma das seções de testes e, assim, determinar ΔV_{oe} .

3.2.7 Medições de fator de entranhamento

O fator de entranhamento pode ser definido como a área ocupada por gotas dispersas de uma fase em relação à área total ocupada por essa fase na seção do tubo (eq. 2.34 e 2.35). Como dito anteriormente, neste estudo apenas óleo é entranhado.

Uma forma de obter o fator de entranhamento é utilizando o *wire-mesh*, uma vez que esse sensor é capaz de mapear uma seção transversal do escoamento em alta velocidade. Entretanto, a resolução espacial do sensor não é capaz de capturar com precisão as gotas dispersas. Usar um sensor com mais fios e resolução mais fina pode parecer viável, mas a intrusividade sobre o escoamento passa a ser muito alta e as medidas deixam de ser confiáveis. Além disso, o sensor passa a agir como uma barreira para o óleo altamente viscoso e a força exercida pelo fluido pode vir a danificar o aparato experimental.

Uma alternativa para esse problema é utilizar o *wire-mesh* em conjunto ao método visual de obtenção de gotas descrito anteriormente. A figura 31 ilustra a disposição dos aparatos na seção de testes.

Com o uso do sensor *wire-mesh* é possível determinar a fração volumétrica média das fases ε_o e ε_w . Com esse dado, o volume total de óleo no escoamento pode ser definido (Vol_o). Em paralelo, uma série de imagens da seção de visualização podem ser obtidas e, analisando o tamanho das gotas presentes, obter um volume médio de gotas dispersas ($Vol_{o,disp}$). Assim, o fator de escoamento pode ser definido por:

$$E_o = \frac{Vol_{o,disp}}{Vol_o} \quad (3.8)$$

Figura 31 – Esquema experimental para obtenção do fator de entranhamento

3.3 Simulações em CFD

Nesta seção será apresentado o procedimento usado nas simulações de escoamento estratificado óleo-água em tubulação horizontal de 1 polegada.

3.3.1 Características físicas e geométricas

Foram realizadas simulações para um tubo de 1 polegada de diâmetro interno na horizontal, seguindo a mesma configuração geométrica dos experimentos. Entretanto o comprimento de tubulação avaliado variou dependendo das simulações realizadas. As mesmas foram divididas em dois grupos:

1. Padrão ST + Padrão SW utilizando RANS
2. Padrão SW usando LES + Padrão ST&MI usando LES

No caso 1, optou-se por utilizar um domínio de $6m$ de comprimento para as simulações, para garantir um escoamento completamente desenvolvido na região de medida ($4m$ da entrada) e também evitar variações nas medidas causadas por proximidade com as fronteiras do domínio.

No caso 2, um domínio de $0,5m$ foi utilizado. Isso é possível através da aplicação da condição de contorno periódica às fronteiras de entrada e saída. Dessa forma é possível diminuir o custo computacional das simulações, o que é especialmente importante quando LES é utilizado, mas ainda assim garantir o completo desenvolvimento do escoamento.

A temperatura durante os experimentos variou entre $22^{\circ}C$ e $27^{\circ}C$. Nessa faixa de temperatura, a única propriedade física que varia significativamente e é importante ao trabalho é a viscosidade do óleo. Por isso, esta foi medida utilizando um reômetro da marca Brookfield, modelo DV-III em conjunto com um banho termostático para controlar a temperatura. Uma curva que associa viscosidade dinâmica e temperatura foi levantada baseada nos valores medidos (tab. 2 e fig.)

Tabela 2 – Viscosidade dinâmica do óleo em função da temperatura

Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)	Viscosidade din. (Cp)			Viscosidade din. média (Cp)
10	645,2	648,2	646,3	646,6
15	429	431,5	433,7	431,4
20	300,4	298,7	298,2	299,1
25	209,3	205,7	208,9	208,0
27	182,1	183,3	182,7	182,7
30	149,6	150,2	149,7	149,8
40	82,8	82	82,2	82,3
50	48	47,7	47,6	47,8
60	30,2	30,3	29,8	30,1

Figura 32 – viscosidade dinâmica média do óleo em função da temperatura.

As demais propriedades físicas foram consideradas constantes na faixa de temperatura avaliada, assim sendo, o ângulo de contato médio com as paredes da tubulação é de 29° , medido no trabalho de [Castro \(2013\)](#), a tensão superficial entre as fases é $32,8 \text{ mN/m}$ e as densidades encontram-se na tabela 3.

Tabela 3 – Densidade e viscosidade dos fluidos

Fluido	Densidade (kg/m^3)	Viscosidade Dinâmica ($\text{Pa} \cdot \text{s}$)
Água	997	$8,8 \times 10^{-4}$
Óleo	883	fig. 32

3.3.2 Solver

As simulações de escoamento estratificado foram resolvidas utilizando o pacote de CFD de código aberto *OpenFOAM*. Esse software possui uma grande base de usuários e é dotado de uma extensa gama de recursos para resolução de problemas complexos na área de dinâmica de fluidos. Para solucionar as equações do escoamento ele usa a

abordagem dos volumes finitos com as variáveis co-localizadas no centro dos elementos. A sua implementação é baseada nas faces dos elementos, o que permite com que malhas com células de número arbitrário de faces possam ser utilizadas.

O *solver* utilizado foi o *interIsoFoam*. Ele se baseia no método VOF e resolve equações para o campo de velocidade e fração volumétrica de uma das fases, a reconstrução da interface é geométrica e se baseia no conceito de isosuperfície. O acoplamento entre pressão e velocidade é feito utilizando o método PISO. Discretizações espaciais e temporais de alta e baixa ordem estão presentes no código. MPI e decomposição em sub-domínios são usados para a paralelização dos problemas. Em simulações do padrão estratificado ondulado, o regime turbulento foi atingido na fase aquosa e duas abordagens foram usadas para representar o fenômeno:

- Equações de média de Reynolds (RANS) em conjunto com o modelo $k - \omega SST$ (MENTER; KUNTZ; LANGTRY, 2003) foram empregadas para a representação da turbulência;

A opção em usar essa modelagem se deve à simplicidade da mesma e à economia de recursos computacionais. Todavia, a suposição de isotropia da turbulência, resultando na incapacidade em antever escoamentos secundários é um limitante dessa abordagem e pode levar a erros na predição de estruturas do escoamento;

- Equações de quantidade de movimento LES juntamente com o modelo sub-malha WALE (NICAUD; DUCROS, 1999) para resolver os vórtices de grande escala e modelar os de pequena.

Essa modelagem permite calcular as estruturas do escoamento de forma mais precisa, contudo o custo computacional é mais alto e necessita de uma malha mais refinada.

Nas simulações do padrão estratificado com mistura na interface, optou-se pela utilização apenas da abordagem LES, já que o fenômeno de formação de gotas está intrinsecamente ligado à turbulência, sendo necessário uma boa representação da mesma.

OpenFOAM é empregado e validado para um grande número de aplicações, incluindo escoamentos multifásicos.

3.3.3 Configurações do *solver*

Todas as simulações foram realizadas em regime transiente utilizando o algoritmo *isoAdvector*, através do solver *interIsoFoam* para escoamento laminar ou turbulento. A convergência foi avaliada através de resíduos para componentes de velocidade, pressão, α e parâmetros de turbulência (k, ω). Paralelamente, o gradiente de pressão e a fração

volumétrica média de óleo foram monitoradas para determinar o instante em que se chegava ao completo desenvolvimento do escoamento.

A discretização dos termos das equações constitutivas do escoamento também tem um importante papel na acurácia dos resultados obtidos.

O termo convectivo da equação de quantidade de movimento foi discretizado utilizando um método que combina diferenças centradas e o esquema *upwind* de forma a manter a acurácia e a estabilidade da solução (*linearUpwind*). O termo convectivo da equação para α foi discretizado usando o método *VanLeer*. Os termos convectivos das equações para k e ω utilizou um esquema misto baseado em diferenças centradas, mas que tende a *upwind* em regiões de gradiente alto (*limitedLinear*).

Os termos difusivos de todas as equações foram discretizados a partir do método de segunda ordem de diferenças centradas.

O termos temporais foram discretizados a partir do método Crank-Nicolson implícito. Essa abordagem tem precisão de segunda ordem e a vantagem de ser estável mesmo para números de Courant (Co) maiores que um. Durante as simulações um passo temporal adaptativo foi utilizado, onde baseado no campo de velocidades da última iteração e um número de Courant determinado o programa é capaz de determinar o passo temporal a ser utilizado. Nas simulações foi estipulado $Co \leq 0,5$.

A equação de fração de fase é calculada em subciclos, ou seja, a cada passo temporal esse parâmetro é calculado múltiplas vezes. Nas simulações aqui realizadas o número de subciclos selecionados foi de cinco ($n_{sc} = 5$). O passo temporal de cada subciclo é dado por:

$$\Delta t_{sc} = \frac{\Delta t}{n_{sc}} \quad (3.9)$$

O valor de $n_{sc} = 5$ foi baseado no trabalho de [Damian \(2013\)](#) que indica bons resultados para $Co_{max} \leq 0,2$.

3.3.4 Malha

As malhas utilizadas para as simulações em volumes finitos foram geradas utilizando o software ANSYS ICEM CFD®. A opção por esse programa se deu pela facilidade em gerar malhas estruturadas. Embora o *solver* utilizado não se beneficie do uso desse tipo de malha, optou-se por elas pois permitem um controle maior sobre a qualidade e o número de elementos gerados.

Para cada um dos casos, duas malhas foram utilizadas: uma versão grosseira e outra refinada. Ambas possuem um padrão O-H com distribuição simétrica de elementos ao longo da seção transversal e uniforme longitudinalmente. Optou-se por esse formato de

Figura 33 – Detalhes da malha grosseira na seção transversal do tubo e na direção longitudinal

Figura 34 – Detalhes da malha refinada usada para os padrões ST e SW (equações RANS) - seções transversal e longitudinal

malha para não deformar os elementos próximos às paredes do tubo (região da camada limite).

A malha grosseira, mostrada na figura 33, foi usada uma forma de avaliar se toda a configuração da simulação está correta e se o resultado está coerente com o que foi observado experimentalmente. Uma vantagem em realizar essa avaliação original está na possibilidade em mapear o resultado obtido na malha grosseira para a malha mais refinada usando a funcionalidade *mapFields* presente no *OpenFOAM*[®] e, assim, partir de condições iniciais mais próximas do resultado final esperado.

A figura 34 mostra a malha refinada usada nas simulações do padrão ST e SW com RANS, enquanto a figura 35 ilustra a malha refinada usada nas simulações do padrão SW e ST&MI usando LES.

A tabela 4 lista cada uma das malhas utilizadas e seu número total de elementos. É importante notar que embora a malha para as simulações LES apresente menos elementos que a malha para RANS, o comprimento de tubulação é muito menor ($0,5m$ vs $4,0m$),

Figura 35 – Detalhes da malha refinada usada para os padrões SW (equações LES) e ST&MI - seções transversal e longitudinal

logo a densidade de elementos é bem maior para os casos LES.

Tabela 4 – Características das malhas computacionais

Mesh	Number of elements	elements/m
Grosseira	945.600	157.600
ST + SW-RANS	2.497.600	416.267
SW-LES + ST&MI	928.000	1.856.000

Todas as malhas foram geradas no software ANSYS ICEM CFD® , exportadas no formato *msh* e convertidas para a utilização no *OpenFOAM* através do conversor *fluentMeshToFoam* disponibilizado pela *OpenCFD*. As malhas foram checadas utilizando a funcionalidade *checkMesh* e, em todos os casos, apresentaram ótimos resultados para os principais critérios de qualidade, tais como: deformação, razão de aspecto e ortogonalidade.

3.3.5 Condições de contorno

A figura 36 representa o domínio utilizado nas simulações. Como pode ser visto na figura, existem duas fronteiras de entrada, sendo a superior para a injeção de óleo e a inferior de água, uma fronteira delimitante dada pelas paredes do tubo e uma fronteira de saída de fluido. As condições de contorno para velocidade e pressão são apresentadas na tabela 5.

Tabela 5 – Condições de contorno para velocidade, pressão e fração de água

Região	Velocidade	Pressão	α
Entrada de óleo	$U = Q_o/A_o$	$\partial p_{rgh}/\partial n = 0$	0
Entrada de água	$U = Q_w/A_w$	$\partial p_{rgh}/\partial n = 0$	1
Paredes	$U = 0$	$\partial p_{rgh}/\partial n = 0$	$\partial \alpha / \partial n = 0$
Saída	$\partial U / \partial n = 0$	$p_{rgh} = 0$	$\partial \alpha / \partial n = 0$

Figura 36 – Fronteiras do domínio

Na tabela, as velocidades nas entradas são consideradas uniformes, a velocidade nula na parede se dá pela condição de não deslizamento, n é a direção normal à superfície avaliada e p_{rgh} é a subtração entre pressão manométrica e estática do escoamento.

Para as simulações turbulentas, as condições de contorno para k e ε foram estimadas assumindo uma intensidade turbulenta nas entradas igual a 3% e o comprimento de escala de turbulência dado por:

$$l_t = 0,07d_h \quad (3.10)$$

Onde d_h é o diâmetro hidráulico.

Para as simulações dos casos usando o modelo de turbulência LES, as fronteiras do sistema mudaram levemente, como pode ser observado na figura 37. Nesse caso, os resultados de uma simulação usando a malha grosseira e modelos RANS é mapeado para o domínio mostrado e uma condição de contorno periódica é ativada. Dessa forma, as condições de velocidade, pressão e α são mapeadas da fronteira mais a jusante para a mais a montante, o que na prática equivale a ter um domínio de tamanho infinito. Entretanto, para que essa abordagem funcione, um termo fonte deve ser adicionado à equação de quantidade de movimento.

A figura 37 ilustra as condições de contorno aplicadas ao domínio usado. Os campos da saída são mapeados para a entrada da tubulação, enquanto as condições de contorno na parede do tubo continuam as mesmas apresentadas na tabela 5.

Figura 37 – Fronteiras do domínio para modelos usando LES

3.3.6 Medidas de fração volumétrica e gradiente de pressão nas simulações

Para medir dados de fração volumétrica nas simulações, o valor médio de óleo foi obtido a cada $0,01\text{ s}$ em um plano transversal do domínio computacional. A média temporal foi considerada como a fração volumétrica de óleo. O plano foi posicionado à 4 m da região de entrada para as simulações RANS e a $0,25\text{ m}$ das fronteiras nas simulações LES.

Para medir o gradiente de pressão, A média de pressão foi obtida em dois planos, separados por uma distância conhecida, e calculado como:

$$\partial P / \partial x = \frac{P_{medio}}{\delta x} \quad (3.11)$$

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Este capítulo apresenta os resultados obtidos através das três abordagens distintas utilizadas ao longo do estudo. Como três padrões de escoamento distintos foram analisados, optou-se por apresentar resultados gerais em seções comuns a todos, enquanto os dados característicos de cada padrão foram apresentados em suas respectivas seções.

Primeiramente, os diversos padrões de escoamento líquido-líquido com óleo viscoso, observados experimentalmente, são apresentados e discutidos e um mapa de fluxo é traçado a partir dos dados experimentais.

Em seguida, os resultados são agrupados em seções para três padrões de escoamento diferentes: estratificado liso (ST), estratificado ondulado (SW) e estratificado com mistura na interface (ST&MI).

Na seção sobre escoamento estratificado liso, são apresentados resultados para a distribuição das fases nas seções transversal e longitudinal da tubulação, comparando os dados do sensor *wire-mesh* com os modelos numéricos. Em seguida, os resultados de fração volumétrica e gradiente de pressão são apresentados e discutidos. Por fim, o campo de velocidade obtido com as simulações em CFD é apresentado.

Na seção sobre escoamento estratificado ondulado, primeiramente a turbulência nas simulações com média de Reynolds é avaliada, considerando o problema de geração de energia cinética turbulenta na região interfacial. Em seguida a distribuição das fases nas seções longitudinal e transversal são avaliadas e as características das ondas interfaciais são apresentadas, comparando valores medidos e calculados numericamente. As previsões de fração volumétrica e gradiente de pressão são comparados com dados experimentais. Finalmente, os campos de velocidade usando LES e RANS são comparados e discutidos.

A seção sobre escoamento estratificado com mistura se inicia com a avaliação do mecanismo de formação de gotas, visualizado experimental e numericamente. As alterações propostas ao modelo unidimensional de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) são avaliadas através de análises de sensibilidade. Valores de fator de entranhamento são apresentados para alguns pontos experimentais. A distribuição de fases transversal e longitudinal de *wire-mesh* e modelos são comparados. Valores de fração volumétrica e gradiente de pressão são avaliados frente a dados experimentais. Os campos de velocidades obtidos via CFD são apresentados e discutidos.

4.1 Padrões de escoamento e mapa de fluxo

Os padrões de escoamento observados foram extraídos de 41 pontos experimentais e sua classificação foi feita de forma visual, através da filmagem de cada um desses pontos.

Durante os experimentos, a velocidade superficial de óleo (U_{os}) foi variada entre 0,015 e 0,25 m/s, enquanto a de água (U_{ws}) ficou entre 0,019 e 0,276 m/s. A temperatura medida ao longo da seção de testes variou entre 22 e 25°C e a variação desta entre a entrada e saída da tubulação variou em menos de 1°C.

Nesse contexto, seguindo a nomenclatura usada por [Trallero \(1995\)](#) os padrões observados foram:

- Estratificado Liso (ST)

Óleo e água se separam completamente, com o óleo ocupando a região superior da tubulação, enquanto a água ocupa a parte inferior devido à diferença de densidade. Na interface entre os fluidos, nenhuma ondulação é observada. Esse padrão ocorre apenas para velocidades bastante baixas de óleo e água.

- Estratificado Ondulado (SW)

Assim como no padrão estratificado liso, as fases permanecem completamente separadas, mas ondas interfaciais podem ser observadas. Ocorre para velocidades superficiais ligeiramente mais elevadas de ambas as fases, sendo observada para todas as vazões de óleo testadas e para $U_{ws} \leq 0,185$ m/s.

- Estratificado com mistura (ST&MI)

Boa parte das duas fases ainda se apresentam em regiões separadas, como nos casos anteriores; entretanto, além das ondas interfaciais, gotas de uma fase são arrancadas e arrastadas pela outra fase. Uma região com dispersão próxima à interface é gerada. Esse padrão foi observado para $U_{os} \leq 0,2$ m/s e $0,125 \leq U_{ws} \leq 0,276$ m/s.

- Gotas de óleo em água (G)

A energia do escoamento é grande o suficiente para quebrar a estrutura bem comportada e separada das fases. O óleo que é mais viscoso tende a se estruturar na forma de gotas de diversos tamanhos, enquanto a água se comporta como a fase contínua. Esse padrão só foi visualizado para $U_{os} \geq 0,081$ m/s e $U_{ws} \geq 0,125$ m/s.

Outros padrões de escoamento podem ser observados para velocidades superficiais maiores de óleo e água, como mostrado no trabalho de [Castro \(2013\)](#), onde o autor observou ainda padrões intermitente, anular ou *core-flow* e dispersão de óleo em água. Durante este trabalho esses padrões não foram observados, uma vez que o enfoque se deu no padrão estratificado e suas variações (ST, SW e ST&MI). Imagens dos 4 padrões descritos nessa seção são apresentadas nas figuras 38 à 41.

Baseado nos resultados obtidos com os 41 pontos experimentais, uma carta de fluxo foi desenvolvida para o escoamento água-óleo viscoso (fig.42).

Figura 38 – Padrão estratificado liso - ST ($U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,027 \text{ m/s}$).

Figura 39 – Padrão estratificado ondulado - SW ($U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$).

Figura 40 – Padrão estratificado com mistura na interface - ST&MI ($U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,252 \text{ m/s}$).

Figura 41 – Padrão gotas de óleo em água - G ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,222 \text{ m/s}$).

Figura 42 – Mapa de fluxo obtido a partir dos pontos experimentais ($0,015 \text{ m/s} \leq U_{os} \leq 0,25 \text{ m/s}$; $0,019 \text{ m/s} \leq U_{ws} \leq 0,276 \text{ m/s}$).

Tomando o mapa de fluxo obtido, nota-se que a uma vazão fixa de óleo, um aumento gradativo na vazão de água causa a transição para os padrões seguintes.

4.2 Padrão estratificado liso

Essa seção apresenta resultados experimentais e numéricos para o padrão estratificado liso (ST). Apenas três pontos foram medidos nessa condição ao longo da jornada experimental, porque eles só ocorrem para vazões muito baixas de água e óleo. Os pontos analisados estão apresentados na tabela 6.

Tabela 6 – Pontos de padrão estratificado liso analisados

Ponto	$U_{os} \text{ [m/s]}$	$U_{ws} \text{ [m/s]}$
ST_1	0,015	0,027
ST_2	0,039	0,019
ST_3	0,081	0,019

4.2.1 Distribuição das fases e fração volumétrica

Para medir como as fases se distribuem ao longo da seção transversal do escoamento o WMS foi utilizado. Com ele foram obtidos os valores de impedância em cada ponto de cruzamento entre fios emissores e receptores, que permitem definir qual fluido se encontra em uma dada posição. Entretanto, a tradução de impedância pontual para fluido em uma

Tabela 7 – Fração volumétrica de óleo (ε_o) obtida com diversos modelos de permissividade

Modelo	$\varepsilon_o - \text{ST_1}$	$\varepsilon_o - \text{ST_2}$	$\varepsilon_o - \text{ST_3}$
Paralelo	0,826	0,904	0,917
Bruggeman1	0,205	0,226	0,164
Bruggeman2	0,216	0,230	0,172
Bruggeman3	0,718	0,851	0,797
Bruggeman Maxwell-Wagner	0,751	0,840	0,856
Séries	0,689	0,774	0,809
Looyenga	0,778	0,867	0,877
Birchak	0,791	0,878	0,888
Maxwell-Garnet	0,794	0,853	0,901
Lei de Potências	0,771	0,861	0,872
Hannai	0,797	0,882	0,894
Logarítmico	0,751	0,842	0,855
VFR	0,825	0,912	0,926

região não é direta, modelos de permissividade precisam ser utilizados. Nesse contexto, 12 modelos foram implementados. A tabela 7 mostra valores de fração volumétrica de óleo calculadas por cada um dos modelos, além do resultado utilizando válvulas de fechamento rápido (VFR).

O modelo de permissividade escolhido tem impacto direto nos resultados e a sua eficiência está relacionada ao padrão de escoamento estudado. No caso deste trabalho, o modelo paralelo foi o que produziu resultados mais coerentes quando avaliamos a fração volumétrica (tab. 7).

A figura 43 mostra a distribuição média das fases para cada um o ponto ST_1 conforme o modelo de permissividade. As imagens corroboram com o resultado anterior, mostrando que o modelo paralelo é capaz de identificar o padrão ST com boa acurácia, embora outros modelos também sejam capazes em produzir uma tomografia visualmente próxima. Resultados semelhantes foram observados para os demais pontos avaliados.

Uma vez definido o modelo paralelo como a referência, podemos comparar a distribuição de fases experimental com a obtida pelos modelos numéricos unidimensional e de CFD. As figuras 44(a) à 44(c) mostram a região ocupada por óleo e água para cada um dos métodos em cada ponto ST analisado. Comparando os modelos numéricos, notamos que a posição e forma da interface prevista pela modelagem 3D e 1D são bastante próximas. No caso do ponto ST_2 (fig.44(b)) nota-se uma pequena diferença na altura da interface, enquanto no ponto ST_3 (fig.44(c)) a concavidade prevista é ligeiramente diferente. Em ambos os casos, essa pequena alteração causa uma diferença de cerca de 2% na fração volumétrica calculada, ou seja, um valor negligenciável. Esse resultado é um bom indicativo de que a modelagem geométrica da forma interfacial proposta por Rodriguez e Baldani (2012) em seu modelo 1D é coerente e aplicável à escoamentos líquido-líquido com altas

razões de viscosidade.

A comparação entre dados numéricos e medidos com WMS mostra que a posição da interface está condizente, contudo a baixa resolução espacial do sensor utilizado nos experimentos (8×8 fios) não permite capturar a forma interfacial esperada. A utilização de um sensor com melhor resolução espacial pode parecer uma fácil solução para o problema, mas a alta intrusividade inviabiliza essa abordagem.

Nas figuras 45 e 46 são apresentadas imagens da distribuição longitudinal das fases através de três metodologias: fotografias do experimento, análise com CFD e reconstrução a partir dos dados de WMS. Nelas, as fotografias mostram a interface lisa que é característica deste padrão de escoamento e, mais uma vez, os resultados de CFD foram capazes de prever tanto o padrão esperado, quanto a posição da interface com boa acurácia, como pode ser visto na tabela 8.

Figura 43 – Distribuição média das fases medidas pelo WMS e usando cada modelo de permissividade ($U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,027 \text{ m/s}$)

Tabela 8 – Posição da interface medido a partir de imagens laterais - Distância do centro da tubulação

Ponto	Fotografia experimental [mm]	CFD [mm]	Desvio
ST_1	-6,3	-6,0	4,8%
ST_2	-8,8	-8,8	—
ST_3	-9,9	-10,1	2,0%

A tabela 9 e a figura 47 mostram a fração de óleo medida por válvula de fechamento rápido (VFR), WMS e calculada pelo modelo 1D e por CFD. Os resultados de VFR são tomados como referência e os demais métodos comparados com esse.

Tabela 9 – Fração volumétrica de óleo - Padrão ST

$U_{os}(m/s)$	$U_{ws}(m/s)$	VFR	WMS	1D	CFD
0,015	0,027	0,825	0,828	0,7609	0,785
0,039	0,019	0,912	0,905	0,8771	0,889
0,081	0,019	0,926	0,902	0,92	0,921

Todos os métodos apresentam ótima concordância de resultados, sendo que o maior desvio observado foi de 7,8% utilizando o modelo 1D. Em geral, o WMS apresenta melhores resultados que os obtidos pelos modelos, com exceção do ponto com maior velocidade superficial de óleo, em que os dois modelos apresentam uma ligeira vantagem, entretanto o desvio obtido pelo WMS nesse ponto ainda é bastante satisfatório (2,6%).

O modelo em CFD apresentou resultados ligeiramente melhores que o unidimensional para a predição da fração volumétrica, entretanto a diferença entre os resultados é praticamente irrelevante e ambas modelagens mostraram-se boas opções para o cálculo de fração volumétrica. A similaridade entre os resultados dos modelos numéricos já era esperada, visto que ambos previram posições e formas interfaciais muito parecidas (fig.44).

4.2.2 Gradiente de pressão

A tabela 10 e a figura 48 comparam os valores de gradiente de pressão previstos pelas modelagens numéricas e o que foi medido durante os experimentos.

Tabela 10 – Gradiente de pressão - Padrão ST

$U_{os}(m/s)$	$U_{ws}(m/s)$	Exp. (Pa/m)	1D (Pa/m)	CFD (Pa/m)
0,015	0,027	99,3	117,48	104,69
0,039	0,019	259,8	280,6	278,4
0,081	0,019	507,4	608,31	515,2

CFD apresentou resultados claramente melhores que o modelo unidimensional para a simulação dos pontos avaliados. O maior erro entre as medidas usando esse método foi de 7%, enquanto o modelo 1D apresentou um desvio máximo de 20%.

(a)

(b)

(c)

Figura 44 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: CFD (mapa de cores à esquerda), modelo unidimensional (linha tracejada à esquerda) e WMS (mapa de cores à direita) - (a) ST_1 ; (b) ST_2 ; (c) ST_3 .

Figura 45 – Imagem longitudinal com a distribuição das fases. De cima para baixo: fotografia obtida nos experimentos; simulação em CFD; reconstrução com medidas do WMS - $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,027 \text{ m/s}$.

Figura 46 – Imagem longitudinal com a distribuição das fases. De cima para baixo: fotografia obtida nos experimentos; simulação em CFD; reconstrução com medidas do WMS - $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,019 \text{ m/s}$.

Figura 47 – Comparação entre *wire-mesh*, CFD e modelo unidimensional para a predição de fração volumétrica - Padrão estratificado liso

O melhor desempenho do modelo em CFD pode estar ligado à forma básica em como cada modelagem calcula o cisalhamento. O modelo unidimensional se utiliza de correlações para levantar os fatores de fricção parietal e interfacial. Essas correlações muitas vezes são obtidas em situações físicas muito distintas daquela do problema em questão. Por exemplo, o fator de fricção parietal é obtido por correlações que aproximam o diagrama de Moody, mas os dados para seu levantamento foram obtidos para um escoamento monofásico em tubos, ou seja, axissimétrico. Essa mesma condição não se reproduz para o escoamento aqui estudado, não existe axissimetria e a camada de água, em especial, escoar por uma região com forma muito diferente de um círculo.

O CFD, por outro lado, utiliza o próprio campo de velocidades (e suas derivadas) para calcular os valores locais de cisalhamento ao longo da tubulação. Isso permite obter resultados mais precisos e menos dependentes de dados empíricos.

4.2.3 Campo de velocidade

O campo de velocidades é um importante parâmetro no estudo de escoamentos, pois descreve características dinâmicas e está diretamente relacionado com todas as demais propriedades, tais como pressão, transporte de escalares, etc.

Durante os experimentos, a velocidade *in situ* não foi medida, enquanto o modelo unidimensional só é capaz de fornecer a velocidade média de cada fase. Portanto, das análises realizadas, o CFD foi a única abordagem capaz de prover dados de velocidade ao

Figura 48 – Comparação CFD e modelo unidimensional para a predição de gradiente de pressão - Padrão estratificado liso

longo de toda tubulação. As imagens 49(a)-(c) mostram os dados obtidos nas simulações. Nas imagens nota-se uma leve assimetria, do campo de velocidades. Isso se deve ao surgimento de algumas instabilidades na interface, que estão relacionadas ao começo da transição para o padrão SW e, com isso, ao surgimento de escoamentos secundários, que ainda são tênues em comparação ao escoamento principal.

A velocidade do óleo aumenta gradativamente a partir da parede, chegando ao seu valor máximo na interface entre os fluidos. Já para a água, o ponto de máximo se encontra no interior da camada, ou seja, entre a parede e a interface. Essa diferença de comportamento é causado pela grande razão de viscosidades. Além disso, a velocidade in situ da água tende a ser mais alta devido à pequena região ao qual ela se encontra confinada, mesmo em casos onde a vazão de óleo é mais alta (ST_1 e ST_2).

A tabela 11 apresenta as velocidades in situ médias de cada uma das fases, calculadas por CFD e pelo modelo unidimensional. O desvio entre elas está diretamente relacionado à variações nas medidas de fração volumétrica das fases, já que: $\bar{U}_k = U_{ks} / \varepsilon_k$ Onde k é a fase analisada.

Para calcular a velocidade média na interface, a iso-superfície de $\alpha = 0,5$ foi extraída das simulações e tomou-se a média da velocidade axial nessa região. Para os escoamentos ST esse valor pode ser visto como a máxima velocidade de óleo no escoamento, já para padrões SW ele também representa a celeridade das ondas. Paralelamente, o mesmo pode ser utilizado para futuras comparações com dados experimentais.

(a)

(b)

(c)

Figura 49 – Campo de velocidade na seção transversal e perfil de velocidade no plano médio longitudinal - (a) $U_{os} = 0,015$ m/s e $U_{ws} = 0,027$ m/s; (b) $U_{os} = 0,039$ m/s e $U_{ws} = 0,019$ m/s; (c) $U_{os} = 0,081$ m/s e $U_{ws} = 0,019$ m/s.

Tabela 11 – Velocidade média da camada de óleo e água (modelo 1D e CFD); velocidade na interface (CFD)

Ponto	$\bar{U}_w$ 1D	$\bar{U}_w$ CFD	Desvio	$\bar{U}_o$ 1D	$\bar{U}_o$ CFD	Desvio	$\bar{U}_{interf}$
ST_1	0,113m/s	0,129m/s	12,4%	0,020m/s	0,018m/s	11,1%	0,041m/s
ST_2	0,155m/s	0,176m/s	11,9%	0,045m/s	0,044m/s	2,3%	0,092m/s
ST_3	0,235m/s	0,267m/s	12,0%	0,088m/s	0,084m/s	4,8%	0,191m/s

4.3 Padrão estratificado ondulado

O padrão SW tem uma grau de complexidade maior em relação ao ST devido à transição da camada de água para um regime turbulento, enquanto o óleo permanece laminar. Por conta disso, os modelos numéricos precisam levar em conta esse efeito. No caso do modelo unidimensional, a mudança se dá apenas no valor do fator de fricção parietal, mas no CFD há a necessidade da utilização de novas formulações (RANS ou LES, discutidas nas seções 2.5.1 e 2.5.2) e modelos de turbulência.

O primeiro tópico dessa seção discute um aspecto importante notado durante as simulações utilizando RANS e o modelo $k - \omega$ SST que é a produção exagerada de energia cinética turbulenta (k) na região da interface. Em seguida, um estudo da morfologia do escoamento é apresentado e finalmente características do campo de velocidades.

A tabela 12 mostra os pontos que foram analisados usando as três abordagens: experimentos, modelo unidimensional e CFD.

Tabela 12 – Pontos de padrão estratificado ondulado analisados

Ponto	U_{os} [m/s]	U_{ws} [m/s]
SW_1	0,015	0,075
SW_2	0,015	0,125
SW_3	0,039	0,075
SW_4	0,039	0,125
SW_5	0,081	0,075
SW_3	0,099	0,075

4.3.1 Atenuação da turbulência na interface

A figura 50 ilustra o escoamento SW (ponto SW_2) observado nos experimentos e o mesmo resultado obtido usando equações RANS e o modelo $k - \omega$ SST.

Nota-se que o comprimento de onda e a amplitude resultantes da simulação são bastante distintos do que foi observado na prática. Isso acontece, porque a grande razão de viscosidades entre os fluidos faz com que um gradiente de velocidades acentuado apareça na região interfacial e, por consequência, haja produção de energia cinética turbulenta (eq. 2.88-2.89). No modelo $k - \omega$ SST isso é expresso como um aumento na viscosidade aparente

Figura 50 – Comparação entre imagens do escoamento SW e simulação usando RANS e $k - \omega$ SST ($U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$)

na região interfacial. Logo, o efeito resultante é a tensão de cisalhamento superestimada e ondas que parecem ter sido atenuadas.

Esse mesmo problema é comum em escoamentos estratificados gás-líquido, embora o comportamento anômalo seja decorrência da grande razão de densidades nesse caso. Ao longo dos anos, alguns pesquisadores investigaram formas de lidar com esse problema (EGOROV et al., 2004; DEVOLDER; RAUWOENS; TROCH, 2017; LARSEN; FUHRMAN, 2018; FREDERIX et al., 2018), sempre considerando escoamentos gás-líquido, mas o fenômeno não deve mudar significativamente para escoamentos líquido-líquido.

Dessa forma, optou-se por utilizar uma abordagem similar à proposta por Frederix et al. (2018), que pode ser entendida como uma evolução da metodologia proposta por Egorov et al. (2004). A ideia fundamental por trás dessa abordagem é que a fase mais veloz vê a outra fase como uma parede sólida, assim uma expressão parecida com a de tratamento de parede deve ser empregada nessa região. Isso é feito através da adição de um termo fonte à equação de ω :

$$S_{\omega} = A\alpha_i\rho_i\beta_0\left(\omega_i^{int}\right)^2 \quad (4.1)$$

Onde ρ_i e α_i são a densidade e a fração da fase i , $\beta_0 = 0,075$ é uma constante, A é uma função indicadora, que é igual a zero em todo o domínio, exceto na interface. Em seu trabalho, Frederix et al. (2018) utiliza uma definição para A que considera a variação de α entre duas células da interface e a distância entre o centro delas. Neste trabalho, optou-se por uma abordagem ligeiramente diferente, mas com resultado semelhante:

$$A = \frac{|\nabla\alpha|}{\max(|\nabla\alpha|)} \quad (4.2)$$

Figura 51 – Distribuição de viscosidade turbulenta em um escoamento estratificado ondulado ($U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$): (a) CFD sem atenuação da turbulência na interface; (b) CFD com atenuação da turbulência na interface. A linha branca indica a posição interfacial.

ω_i^{int} na equação 4.1 é a dissipação turbulenta específica na região interfacial:

$$\omega_i^{int} = \frac{\nu_i}{\beta_0 \delta^2} \quad (4.3)$$

Onde ν_i é a viscosidade cinemática da fase i . δ é uma escala de comprimento associada à turbulência na interface. Frederix et al. (2018) propôs $\delta = 10^{-4}m$ para escoamentos estratificados ar-água. No nosso trabalho, $\delta = 0,05m$ foi aquele que proporcionou melhores resultados, considerando a morfologia do escoamento e evitando problemas numéricos no código.

A figura 51 mostra a distribuição de viscosidade turbulenta para casos sem e com atenuação de turbulência. No caso em que esse amortecimento não é introduzido, a viscosidade turbulenta se espalha pela região interfacial, representada pela linha branca, e até mesmo pela camada de óleo. Esse comportamento não é físico, uma vez que o escoamento de óleo é exclusivamente laminar. Quando o termo de atenuação é introduzido, a viscosidade turbulenta rapidamente converge para zero na região próxima à interface e também não há espalhamento dessa variável para o óleo.

A figura 52 mostra imagens do escoamento simulado pré e pós a adição do termo fonte à ω . Nota-se uma similaridade muito maior entre experimento e simulação quando o termo é adicionado.

É importante frisar que, embora a atenuação de turbulência na região interfacial pareça ser imprescindível, uma avaliação mais minuciosa precisa ser realizada para o

Figura 52 – Topologia do escoamento estratificado ondulado ($U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$): (a) Fotografia experimental; (b) CFD sem atenuação turbulenta na interface; (c) CFD com atenuação turbulenta na interface

escoamento líquido-líquido com altas razões de viscosidade. Um ponto importante seria usar dados experimentais de velocidade e turbulência, utilizando técnicas como velocimetria por imagem de partículas, para avaliar qual seria o valor de δ ideal para esse tipo de escoamento e para a validação dos resultados de CFD.

4.3.2 Distribuição das fases, características da onda interfacial e fração volumétrica

Assim como para o escoamento ST, a distribuição das fases foi avaliada utilizando o WMS, as simulações unidimensionais e CFD. Nesse último caso, duas abordagens diferentes foram usadas para a turbulência: modelos RANS e LES. As figuras 53(a)-(c) mostram os resultados para cada alguns dos casos avaliado, sendo que o modelo de permissividade paralelo também foi o escolhido para a análise dos dados de WMS. Os demais resultados podem ser vistos no Apêndice E figura 87.

Devido ao movimento ondulatorio na interface, a distribuição média das fases apresenta uma região difusa (área verde e amarela nos resultados de CFD), sendo que suas dimensões estão diretamente relacionadas com a amplitude da onda interfacial.

De forma geral, os resultados usando RANS e LES são bastante parecidos e concordam bem com a posição e forma média de interface calculada pelo modelo unidimensional.

(a) $U_{os} = 0,015$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$

(b) $U_{os} = 0,039$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$

(c) $U_{os} = 0,081$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$

Figura 53 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: (i) CFD usando RANS (mapa de cores) e modelo unidimensional (linha tracejada); (ii) CFD usando LES (mapa de cores) e modelo unidimensional (linha tracejada); (iii) WMS - (a) *SW_1*; (b) *SW_3*; (c) *SW_5*.

Contudo, algumas pequenas disparidades podem ser observadas, sendo a mais notória na figura 53(a). Nesse caso, a simulação RANS previu uma posição razoavelmente mais elevada, em comparação ao modelo 1D e ao LES. A razão para essa disparidade está relacionada com a transição de escoamento laminar para turbulento da camada de água. Neste ponto especificamente, o número de Reynolds da água é de 2200, que é um valor de transição. O código RANS implementado nesse trabalho não é adequado para tratar esse tipo de escoamento e, por conta disso temos o resultado anômalo.

A posição da interface medida pelo WMS está bastante próxima do que foi obtido numericamente, mas mais uma vez não é possível observar a curvatura esperada. A resolução espacial é um ponto determinante para essa incapacidade. Nos dados apresentados nas figuras 53(a)-(c) é possível observar que na direção vertical, a curvatura normalmente abrange dois pontos ou menos de discretização espacial. Isso inviabiliza que estruturas como a interface sejam obtidas com precisão.

A distribuição longitudinal das fases, para alguns dos pontos medidos, está apresentado na figura 54 (demais pontos: Apêndice E, fig. 90). As imagens correspondem a um determinado instante temporal que, não necessariamente é o mesmo para cada um dos métodos empregados, logo a comparação realizada é puramente qualitativa. Também é importante frisar que para a reconstrução lateral dos dados de WMS, a celeridade da onda interfacial é necessária. Esse dado não foi medido experimentalmente, então nesse trabalho optou-se por estimar o valor utilizando o CFD LES.

Quando os resultados usando RANS e LES são comparados com os dados obtidos através de filmagem, fica claro que a primeira abordagem é inadequada para a previsão das características da onda interfacial. Na figura 54 fica claro que o comprimento de onda é sempre superestimado usando RANS e o modelo $k - \omega$ SST. Por sua vez, os resultados usando LES e o modelo WALE são muito mais coerentes com as filmagens.

Os resultados de WMS mostram uma boa coerência com o que é observado pela câmera, mas uma análise mais minuciosa desses resultados é impedida pela baixa resolução espacial da malha utilizada.

Dados de amplitude (α_m) e comprimento de onda (λ_m) foram obtidos das filmagens e das simulações. Nesse ponto, optou-se por utilizar a mesma abordagem de Castro et al. (2012), ou seja, utilizou-se o mesmo número de Froude modificado proposto naquele trabalho para correlacionar os dados:

$$Froude = \frac{U_w - U_o}{\sqrt{g\varepsilon_w \pi D/4}} \quad (4.4)$$

Onde, g é a aceleração da gravidade, ε_w é a fração volumétrica média de água, D é o diâmetro da tubulação e U_w e U_o são as velocidades in situ de água e óleo, respectivamente.

(a)

(b)

Figura 54 – Distribuição de fases instantânea na seção longitudinal de cima para baixo: Fotografia do experimento; CFD RANS; CFD LES; Reconstrução a partir do WMS - (a) SW_1 ; (b) SW_3 ; (c) SW_5 .

Características geométricas das ondas interfaciais em função do número de Froude são apresentadas nos gráficos das figuras 55 e 56. Nelas são apresentados valores médios e desvio padrão para cada um dos pontos simulados e medidos. A medida com maior número de Froude, que equivale ao ponto SW_6 não foi obtida, porque uma pequena película de óleo ficou impregnada junto à parede da tubulação, gerando uma sombra nas filmagens que impediram determinar a onda interfacial com precisão (90(f)).

Esses valores foram obtidos pela análise de aproximadamente 20 ondas para cada ponto experimental e 20 a 60 ondas para as análises numéricas e, diferentemente do trabalho de Castro et al. (2012), onde apenas ondas de valores intermediários foram consideradas ($0,7D < \lambda_m < 2,15D$), neste trabalho ondas intermediárias e longas foram analisadas ($\lambda_m > 0,7D$).

O gráfico da figura 55 compara resultados experimentais obtidos nesse trabalho, por Castro et al. (2012) e de simulação LES. As simulações LES foram capazes de reproduzir com boa acurácia a onda interfacial observada experimentalmente. Em alguns casos a variável λ_m/α_m chega a apresentar um valor médio 1,5 vezes maior nas simulações, mas considerando o desvio padrão, as medidas são coerentes. É interessante notar que a principal razão para o desvio padrão elevado não é causado pelo tamanho da amostra, mas sim pela

Figura 55 – Característica geométrica das ondas em função do número de Froude modificado (Eq. 4.4) - Dados por processamento de imagem e simulações LES

Figura 56 – Característica geométrica das ondas em função do número de Froude modificado (Eq. 4.4) - Simulações LES e RANS

Tabela 13 – Amplitude e comprimento de onda médio obtido para cada escoamento avaliado

Ponto	Metodologia	$\alpha_m[mm]$	$\sigma_{\alpha_m}[mm]$	$\lambda_m[mm]$	$\sigma_{\lambda_m}[mm]$	$c[m/s]$
SW_1	Experimental	3,20	0,71	54,53	21,8	-
	LES	2,66	0,95	53,68	16,62	0,057
	RANS	2,60	1,35	171,93	76,40	0,042
SW_2	Experimental	4,50	1,08	44,85	7,03	-
	LES	3,68	1,51	42,6	14,64	0,067
	RANS	2,87	1,52	69,08	31,72	0,056
SW_3	Experimental	2,86	0,93	29,28	8,06	-
	LES	2,92	1,76	39,41	17,62	0,114
	RANS	1,86	0,97	70,01	24,89	0,122
SW_4	Experimental	4,63	1,30	33,75	6,39	-
	LES	4,32	1,37	36,22	11,18	0,178
	RANS	3,99	2,01	67,62	24,98	0,156
SW_5	Experimental	2,87	1,36	23,62	5,47	-
	LES	2,07	1,31	28,16	12,5	0,236
	RANS	3,00	1,48	74,23	29,93	0,236
SW_6	Experimental	-	-	-	-	-
	LES	1,84	1,03	24,80	8,59	0.295
	RANS	2,75	1,24	72,32	23,59	0.276

aleatoriedade das ondas. Isso pode ser confirmado ao observar os resultados apresentados por [Castro et al. \(2012\)](#) que com uma amostra muito maior obteve um desvio padrão da mesma ordem dos aqui apresentados.

O ponto *SW_1* com $Froude = 0,6$ apresenta um desvio significativo em relação aos dados de [Castro et al. \(2012\)](#). Essa disparidade pode ser explicada pela grande quantidade de ondas longas observada nesse escoamento e que não foram contabilizadas pelo trabalho citado.

A figura 56 compara os valores de λ_m/α_m obtidos pelas simulações RANS e LES. Esse resultado deixa claro que parte do fenômeno físico de formação e propagação das ondas é perdido usando a primeira abordagem para modelar a turbulência. Como dito anteriormente, o principal erro das simulações RANS está ligado ao cálculo do comprimento de ondas, como pode ser visto na tabela 13, embora a amplitude também seja subestimada para a maior parte dos casos.

A discrepância entre os resultados da forma de onda usando LES e RANS provavelmente está ligada à predição do escoamento secundário. A consideração de isotropia da turbulência que é adotada no modelo $k - \omega SST$ diminui significativamente a intensidade do escoamento secundário, o que impacta diretamente na formação das ondas interfaciais. Mais informações sobre o escoamento secundário obtido numericamente são apresentadas na próxima seção.

Tabela 14 – Fração volumétrica de óleo - Padrão SW

$U_{os}(m/s)$	$U_{ws}(m/s)$	VFR	WMS	1D	CFD RANS	CFD LES
0,015	0,075	0,5541	0,5944	0,6109	0,517	0,5957
0,015	0,125	0,427	0,4532	0,4008	0,4035	0,4188
0,039	0,075	0,686	0,71	0,7206	0,718	0,6816
0,039	0,125	0,5589	0,5934	0,5708	0,5707	0,6021
0,081	0,075	0,7802	0,764	0,7915	0,7956	0,7955
0,099	0,075	0,8022	0,7834	0,8023	0,8265	0,8243

Um valor médio da celeridade da onda interfacial foi obtido a partir das simulações e estão presentes na tabela 13. O mesmo valor não foi medido experimentalmente ou usando processamento de imagens.

Valores de fração volumétrica também foram medidos para a comparação com os modelos numéricos. A tabela 14 apresenta os valores medidos usando válvulas de fechamento rápido e o sensor *wire-mesh*, além dos resultados calculados pelo modelo 1D e por CFD usando RANS e LES e a figura 57 mostra os resultados dentro de uma faixa de erro de 10%.

Os resultados de VFR foram tomados como referência para a comparação dos resultados (fig.57). Nesse contexto, todas as abordagens utilizadas obtiveram resultados muito bons. Todos os modelos foram capazes de prever a fração volumétrica na faixa de $\pm 10\%$.

Os desvios máximos e médios observados para cada um dos métodos numéricos foram:

- 1D: 10,2% *Max*; 4,2% *Med*.
- CFD RANS: 6,7% *Max*; 4,0% *Med*.
- CFD LES: 7,7% *Max*; 3,7% *Med*.

A diferença média observada é tão pequena que podemos afirmar que todos tem a mesma precisão, principalmente quando observado a utilização de WMS para as medidas de fração volumétrica tem um desvio médio de 4,6% dos resultados de VFR.

Já eram esperados resultados próximos para a fração volumétrica prevista pelos diversos métodos numéricos, visto a similaridade dos resultados de distribuição de fase apresentados na figura 53. Também é importante notar que, embora as simulações usando RANS tenham sido incapazes de prever todas as características dinâmicas do escoamento, como mostrado pelas medidas da onda interfacial, isso não influenciou os resultados de fração volumétrica usando essa abordagem.

Figura 57 – Comparação entre *wire-mesh*, CFD usando RANS e LES e modelo unidimensional para a predição de fração volumétrica - Padrão estratificado ondulado

Tabela 15 – Gradiente de pressão - Padrão SW

$U_{os}(m/s)$	$U_{ws}(m/s)$	Exp. (Pa/m)	1D (Pa/m)	CFD RANS (Pa/m)	CFD LES (Pa/m)
0,015	0,075	123,68	127,35	121,05	128,4
0,015	0,125	140,95	164,35	178,98	134,1
0,039	0,075	267,58	311,9	220,1	256,8
0,039	0,125	296,75	335,74	284,68	324,1
0,081	0,075	489,65	636,58	538,6	500,5
0,099	0,075	662,82	682,44	689,5	662,5

4.3.3 Gradiente de pressão

A tabela 15 e o gráfico da figura 58 comparam o gradiente de pressão obtido experimentalmente com os valores calculados pelos modelos numéricos.

Os desvios máximos e médios de cada modelo foram:

- 1D: 30% *Max.*; 13,7% *Med.*
- CFD RANS: 27% *Max.*; 10,8% *Med.*
- CFD LES: 9,2% *Max.*; 4,0% *Med.*

Mais uma vez, o erro associado ao modelo unidimensional pode estar ligado às correlações e sua aplicabilidade a esse tipo de escoamento. De forma geral, os resultados utilizando esse tipo de modelo obteve valores aceitáveis, em geral com erro na casa dos

Figura 58 – Comparação entre CFD usando RANS e LES e modelo unidimensional para a predição de gradiente de pressão - Padrão estratificado ondulado

15%, contudo o erro de 30% obtido para as velocidades superficiais de $U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$ e $U_{os} = 0,075 \text{ m/s}$ pode ser problemático, principalmente em aplicações onde o gradiente de pressão precisa ser previsto com alta precisão.

Os resultados usando RANS foram ligeiramente melhores, contudo o erro médio na casa de 10% deve estar relacionado às incapacidades em capturar todos os efeitos dinâmicos do escoamento, como mostrado nas medidas de comprimento e amplitude de onda, que por sua vez está diretamente ligado com a modelagem de turbulência.

Por fim, fica claro que os resultados utilizando LES são os melhores entre todas as metodologias. A resolução dos vórtices de grandes escalas leva a um campo de velocidades mais preciso e, com isso, ao cálculo de tensões também mais próximas das reais. Contudo, isso vem ao preço de um maior custo computacional.

4.3.4 Campo de velocidade e escoamento secundário

Nesta seção os campos de velocidade calculados com CFD são apresentados e discutidos.

A figura 59 ilustra a distribuição de velocidades ao longo da seção transversal da tubulação para um dos pontos analisados (demais pontos: apêndice F, fig.93 à 98). Em todas as figuras, a imagem superior esquerda mostra a velocidade média, enquanto as demais foram tomadas ao longo de instantes distintos, para cada um dos pares de velocidades superficiais analisados. Isso é feito para demonstrar que existe uma variação

(a)

(b)

Figura 59 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,015m/s$ e $U_{ws} = 0,075m/s$: (a) Simulação RANS com modelo $k - \omega$ SST (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.

Figura 60 – Exemplo de vale e pico de onda usado na obtenção dos perfis de velocidade

Figura 61 – Perfil de velocidades instantâneo no plano central do tubo, em um vale (preto) e um pico (azul) de onda - $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$. (a) CFD RANS; (b)CFD LES.

significativa entre a velocidade atingida quando comparada à média, devido ao movimento ondulatório da interface, principalmente quando o ponto analisado faz parte de um pico ou vale de uma onda.

Também existe uma diferença notável entre o campo de velocidades obtidos usando RANS e LES. Isso se deve à forma como cada método lida com a turbulência. Os resultados de LES mostram um comportamento muito mais caótico e, nas imagens de velocidade instantânea não é possível notar simetria. Isso se deve aos vórtices turbulentos que são resolvidos e introduzem seu efeito ao campo de velocidades médio. Já nos casos usando RANS, apenas a velocidade média é obtida pelas simulações, logo sempre existe simetria

Outra medida de interesse é o perfil de velocidades média na seção longitudinal central da tubulação. Contudo, uma média simples não seria representativa, pois próximo à região interfacial, hora se mediria a velocidade de óleo e hora a de água. Para evitar isso, tomaram-se regiões de pico e vale de onda, como ilustrado na figura 60, e perfis médios foram obtidos a partir de 30 medidas para cada uma das regiões. Os gráficos das figuras 61

Figura 62 – Perfil de velocidades médio no plano central do tubo, em um vale (preto) e um pico (azul) de onda - $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,075m/s$. (a) CFD RANS; (b)CFD LES.

Figura 63 – Perfil de velocidades instantâneo no plano central do tubo, em um vale (preto) e um pico (azul) de onda - $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$. (a) CFD RANS; (b)CFD LES.

e 62 mostram perfis médios obtidos com RANS e LES, para os pontos *SW_4* e *SW_5*, enquanto a figura 63 mostra um perfil instantâneo para o ponto *SW_4*. Os perfis obtidos com as simulações LES para os demais pontos se encontram no apêndice F, figuras 101 à 105.

Em todos os pontos avaliados, o uso de RANS levou a um perfil parabólico para ambas as fases, mesmo em perfis instantâneos de velocidade (fig. 63). Já com o uso de LES, o que se vê é um perfil instantâneo irregular na camada de água. Mais uma vez, a diferença se deve à forma como cada um dos casos aborda turbulência. Com LES, os vórtices turbulentos são resolvidos diretamente e sua influência sobre o campo de velocidades é direta, daí as "irregularidades" visualizadas no perfil instantâneo de velocidades. Usando RANS, a influência da turbulência sobre o campo de velocidades é indireta, a partir da viscosidade turbulenta, e por isso não existem flutuações, gerando um perfil mais comportado. Quando observamos os resultados de perfil médio, fica claro que o efeito da turbulência desaparece e o perfil parabólico também é observado para as simulações LES.

De forma geral, existe uma boa similaridade entre os perfis de velocidade obtidos com os dois tipos de simulação, quando as amplitudes são analisadas e os efeitos da turbulência são desconsiderados. Todavia, a velocidade é ligeiramente menor nas simulações LES, devido ao escoamento secundário que é melhor capturado nesse tipo de simulação e tende a diminuir a velocidade axial e mudar a posição de máximo ligeiramente.

As figuras 64(a) e (b) mostram o escoamento secundário médio na tubulação para simulações usando RANS e LES para os pontos *SW_4* e *SW_5* (demais pontos: apêndice F, fig.).

O escoamento secundário é causado por diversos efeitos que surgem no nesse tipo de escoamento bifásico. O fato de cada uma das fases ocupar uma seção que não é completamente circular, a turbulência e o próprio movimento oscilatório da interface contribuem para a formação de correntes em direções diferentes da preferencial no escoamento. As imagens da figura 64 mostram que a intensidade do escoamento secundário nas simulações utilizando LES é entre 3 e 10 vezes maior que aquela observada nos casos com RANS. Isso sugere que o papel da turbulência nesse tipo de fenômeno é bastante importante e, principalmente, a consideração de isotropia feita pelo modelo $k - \omega SST$ pode afetar esse resultado de forma significativa. Logo, a verificação experimental desse fenômeno é de suma importância e deve ser abordado em trabalhos futuros.

A presença do escoamento secundário parece ter influência direta na formação da onda interfacial e em suas características dinâmicas. De fato, a subestimação do escoamento secundário, decorrentes da utilização do modelo $k - \omega SST$ pode estar diretamente relacionadas à má predição da forma da onda interfacial por esse mesmo modelo. Outro efeito causado pelas correntes secundárias é a deformação do escoamento principal, o que influencia diretamente na tensão de cisalhamento parietal. Logo, esses

(a)

(b)

Figura 64 – Intensidade e linhas de corrente do escoamento secundário médio na seção transversal: simulação usando RANS acima e utilizando LES abaixo - (a) *SW_4*; (b) *SW_5*

Figura 65 – Processo de desprendimento de gotas de óleo - (a) Deformação do vale de uma onda; (b) Formação de uma estrutura alongada ; (c) Desprendimento da estrutura; (d) Nova gota formada.

resultados apontam para a necessidade da utilização de modelos de turbulência que sejam capazes de prever esse fenômeno.

4.4 Padrão estratificado com mistura na interface

O escoamento estratificado com mistura na interface é o mais complexo dentre os avaliados nesse trabalho, pois apresenta regiões de fases separadas e de dispersão concomitantemente. Nas próximas seções são apresentados resultados numéricos para esse tipo de padrão utilizando análises de CFD, além de um modelo unidimensional alterado, a fim de capturar o efeito das gotas dispersas. Esses resultados são comparados com os dados experimentais para avaliar a eficiência dos modelos empregados.

Nessa parte do trabalho, optou-se pela utilização apenas de LES nos modelos em CFD, uma vez que os resultados de escoamento estratificados ondulados mostraram que esse tipo de abordagem proporciona resultados melhores, especialmente na captura das características dinâmicas do escoamento, que são muito importantes para o padrão estudado nessa seção.

4.4.1 Mecanismo de formação de gotas

A deformação do vale de uma onda interfacial é governada por forças de tensão superficial e inerciais do escoamento. Uma série de imagens, apresentadas na figura 65, mostram o processo de desprendimento de uma gota de óleo da camada superior para a inferior do padrão estratificado.

Figura 66 – Processo de desprendimento de gotas de óleo visualizado com CFD, $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$ - (a) Deformação do vale de uma onda; (b) Formação de uma estrutura alongada ; (c) Nova gota formada.

Nesse caso, a região do vale de uma onda de grande amplitude sofre deformação e é arrancada pelo escoamento turbulento de água. A força de arrasto que age na região deforma a onda, vencendo a tensão superficial. Um mecanismo parecido foi observado por [Ishii e Grolmes \(1975\)](#) em escoamentos ar-água, entretanto as propriedades diferentes dos fluidos, em particular a grande viscosidade do óleo, leva a deformações mais pronunciadas e gotas de diâmetro maior.

Nas filmagens nota-se que não existe a deposição de gotas na camada de óleo. Todas as gotas observadas se chocam com a interface entre os fluidos e continuam a serem arrastadas pela camada de água. Esse processo de colisão parece colaborar com o arrancamento de novas gotas de óleo.

A figura 66 mostra o processo de formação de gotas capturado em uma simulação usando CFD. Esse resultado mostra que o mecanismo de desprendimento de gotas observado nos experimentos consegue ser previsto numericamente.

4.4.2 Avaliação da modelagem unidimensional

O modelo unidimensional desenvolvido neste trabalho altera o de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) adicionando os termos de fator e taxa de entranhamento, propostos por [Hadžiabdić e Oliemans \(2007\)](#), logo é importante investigar como esses dois parâmetros influenciam o gradiente de pressão do sistema. Por isso, uma análise de sensibilidade foi realizada variando primeiro o fator e, em seguida, a taxa de entranhamento. É importante notar que, seguindo os resultados experimentais realizados, apenas o entranhamento de óleo em água foi considerado, uma vez que o oposto não acontece para o par óleo-água utilizado no decorrer deste trabalho.

Figura 67 – Variação do gradiente de pressão com o fator de entranhamento ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,185 \text{ m/s}$).

As figuras 67 e 68 mostram a variação do gradiente de pressão com o fator e a taxa de entranhamento, respectivamente, mantendo as velocidades superficiais de óleo e água constantes. Optou-se por mostrar o valor da taxa de entranhamento dividido pelo fluxo mássico de óleo na figura 68 para ter uma ideia do valor percentual desse parâmetro.

A figura 67 mostra que o fator de entranhamento tem um impacto importante sobre o gradiente de pressão do sistema. De fato, os resultados apontam uma diminuição em 39% no gradiente de pressão para um fator de 0,2. É interessante notar que o papel do fator de entranhamento foi diminuir a energia perdida pelo sistema. Isso é esperado, uma vez que à medida que o volume de óleo disperso aumenta, a área de contato óleo-parede diminui e, assim, a parcela de gradiente de pressão parietal também deve diminuir. Outro ponto que pode contribuir para essa diminuição é a queda da velocidade da fase aquosa, levando a um menor cisalhamento interfacial e parietal.

Deve-se salientar que para grandes valores de fator de entranhamento, a modelagem proposta pode deixar de ser eficaz, já que para grandes volumes de dispersão o modelo de dois fluidos e as correlações de fechamento usadas passam a não ser mais eficazes. Dessa forma, é possível que alguns pontos apresentados na figura 67 não sejam representativos. Todavia, uma análise que aponte quando esse fenômeno ocorre ainda carece de informações experimentais.

A figura 68, por sua vez, indica que a taxa de entranhamento não tem um impacto significativo na energia do sistema. Para um caso em que a taxa de entranhamento é igual

Figura 68 – Variação do gradiente de pressão com a taxa de entranhamento ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,185 \text{ m/s}$).

ao fluxo mássico do óleo, a variação foi de aproximadamente 0,15%, ou seja, insignificante. Se observarmos as equações 2.50 e 2.51 é possível notar que a parcela do gradiente de pressão dada pela taxa de entranhamento é:

$$\left(\frac{dP}{dz}\right)_{taxa} = \frac{1}{A_k} (U_w - U_o) \dot{e}_o \quad (4.5)$$

Onde A_k é a área da fase analisada, U_w e U_o as velocidades *in situ* de água e óleo respectivamente e $\dot{e}_o$ a taxa de entranhamento de óleo em água.

É notório que o impacto do termo apresentado na equação 4.5 só é considerável para escoamentos com grandes diferenças entre as velocidades das fases, o que não é o caso do escoamento estudado neste trabalho.

A mesma análise de sensibilidade foi feita para um par diferente de velocidades superficiais. Nesse novo caso, a vazão de água foi 18,4 vezes maior que a de óleo. Os resultados mostraram que o impacto da taxa de entranhamento também foi muito pequeno, gerando uma variação máxima de 0,52% no gradiente de pressão total. O fator de entranhamento continua sendo preponderante na variação de energia do sistema.

Outro ponto importante a ser frisado, é que para os fluidos analisados, a taxa de entranhamento pode agir de modo a aumentar ou diminuir o gradiente de pressão do sistema, enquanto o fator de entranhamento tende apenas a diminuir esse parâmetro.

Como um próximo passo, decidiu-se utilizar o modelo proposto e comparar os resultados de gradiente de pressão por ele previsto com aqueles medidos por experimentalmente. Como o efeito da taxa de entranhamento mostrou-se desprezível nas análises anteriores, ela foi desconsiderada nessa avaliação. O fator de entranhamento, por sua vez, foi variado entre zero e 0,5 até que fosse encontrado um valor "ótimo", ou seja, aquele que melhor acomoda o resultado numérico com o experimental. A figura 69 mostra os resultados do modelo atual plotados junto com os dados experimentais e as previsões do modelo de Rodriguez e Baldani (2012), para $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$.

Figura 69 – Comparação entre o gradiente de pressão experimental e o previsto pelo modelo atual e Rodriguez e Baldani (2012) ($U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$)

Tabela 16 – Fatores de entranhamento associados à figura 69

$U_{ws} \text{ (m/s)}$	0,152	0,166	0,185	0,222	0,252
E_o	0,06	0,09	0,1	0,2	0,3

Nota-se que enquanto o modelo de Rodriguez e Baldani (2012) tende a superestimar o gradiente de pressão para a maior parte dos pontos, o modelo atual é capaz de obter o gradiente de pressão de forma satisfatória. Além disso, observando a tabela 16 é possível ver que existe a tendência de aumento do fator de entranhamento ótimo com a vazão de água. Esse resultado vai ao encontro daquilo que se observou nos experimentos: um aumento na vazão de água tende a diminuir o *hold up* de óleo, que por sua vez vai tender a

Figura 70 – Posição da interface $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$ e $U_{ws} = 0,252 \text{ m/s}$: modelo de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) (tracejado); modelo proposto com $E_o = 0,13$ (vermelho)

uma maior velocidade, levando a um maior cisalhamento interfacial e uma maior geração de gotas.

É importante frisar que o propósito dessa avaliação é apenas mostrar a capacidade do modelo unidimensional desenvolvido. Os dados de fator de entranhamento obtidos na tabela 16 são valores ótimos e, não necessariamente refletem os reais, que necessitam serem obtidos experimentalmente.

A figura 70 mostra a posição e forma da interface calculada pelos modelos de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) e o proposto neste estudo usando o fator de entranhamento "ótimo" calculado previamente. Nota-se que a presença das gotas de óleo muda a posição da interface de forma significativa e diminui a região de contato do óleo com a parede. Essa diferença na posição e forma da interface, em função do fator de entranhamento, é uma proposta do novo modelo implementado, uma vez que a modelagem de [Hadžiabdić e Oliemans \(2007\)](#) não considera essa variação. Para óleos de baixa viscosidade, a falta da correção na posição pode não ter um efeito pronunciado no resultado de parâmetros como o gradiente de pressão. Contudo, para óleos de alta viscosidade, essa correção é fundamental, já que considera a variação no perímetro molhado por cada fase e afeta diretamente o gradiente de pressão calculado.

4.4.3 Estimativa do volume de gotas, fator e taxa de entranhamento

Para o fechamento do novo modelo unidimensional proposto neste trabalho, valores de fator e taxa de entranhamento são necessários. Uma metodologia baseada na medição das dimensões de gotas a partir da filmagem lateral do escoamento foi proposta³ para obter os esses parâmetros. Contudo, uma série de dificuldades surgiram a partir dessa abordagem:

1. A presença da fase separada dificulta a identificação das gotas;
2. Uma dimensão das gotas é desconhecida (profundidade);
3. Existe sobreposição de gotas nas imagens.

Os itens 2 e 3 são intrínsecos do experimento, enquanto o item 1 é um problema do programa de processamento de imagens desenvolvido.

A figura 71 mostra o processamento, desde a imagem original, até as gotas detectadas. Três gotas foram identificadas, contudo apenas duas são reais. Nesse caso, o programa foi capaz de identificar que a gota em amarelo é, na verdade, apenas parte da onda interfacial, mas em outros casos, essa eficácia não foi observada, fazendo com que o volume de gotas fosse superestimado.

Ainda na figura 71 é possível notar que as dimensões previstas da gota mais à direita estão erradas. Isso acontece, porque devido à proximidade entre gota e interface, existe uma grande dificuldade em identificar a curvatura corretamente.

Na figura 72 é possível ver uma imagem dos experimentos onde existe sobreposição das gotas de óleo. Em casos como esse, é impossível detectar com acurácia as dimensões das gotas entranhadas. Esse tipo de problema é comum a todos os casos onde o entranhamento é moderado ou alto.

Isso posto, uma medida precisa do volume de gotas a cada quadro das imagens mostrou-se inviável. Dessa forma, optou-se por medir manualmente as dimensões de cada uma das gotas em 10 quadros aleatórios para 5 pontos experimentais distintos. Os resultados obtidos estão apresentados na tabela 17. Para chegar a uma medida volumétrica das gotas, elas foram consideradas elipsoides e a medida do eixo na direção normal ao plano de filmagem foi considerada a média dos outros dois eixos medidos. O valor mínimo e máximo apresentados na tabela, dizem respeito ao menor volume de gotas entranhadas observadas em um dos quadros analisados e o maior volume observado respectivamente.

Através das filmagens também é possível definir o volume total da seção visualizada. Assim, tendo em mão essa informação, a fração volumétrica de óleo (obtida usando WMS) e o volume de gotas entranhadas da tabela 17 é possível chegar a valores de fator de entranhamento, apresentados na tabela 18.

Figura 71 – Processamento de um frame para obtenção do volume de gotas.

Figura 72 – Foto do escoamento mostrando um conjunto de gotas sobrepostas.

Tabela 17 – Volume mínimo, máximo e médio de gotas entranhadas medido a partir de imagem longitudinal do escoamento.

$U_{os} [m/s]$	$U_{ws} [m/s]$	Vol. médio [mm^3]	Vol. mínimo [mm^3]	Vol. máximo [mm^3]
0,015	0,222	594,6	0	1236,8
0,015	0,252	1984,3	774,2	2851,2
0,015	0,276	2115,2	1034,6	2886,6
0,039	0,166	3937,5	2252,7	5536,0
0,039	0,185	5368,2	4061,3	6743,2

Tabela 18 – Fator de entranhamento

$U_{os} [m/s]$	$U_{ws} [m/s]$	E_o
0,015	0,222	0,027
0,015	0,252	0,103
0,015	0,276	0,118
0,039	0,166	0,117
0,039	0,185	0,171

Para as medidas de taxa de entranhamento, como propostas na seção 3.2.6, a câmera foi posicionada em dois pontos distintos da seção de testes, espaçados em $3m$. A análise dos resultados não mostrou uma alteração drástica no volume de óleo entranhado e a imprecisão da nossa medida acabou por inviabilizar que pequenas variações nesse parâmetro fossem capturadas. De qualquer forma, a taxa de entranhamento não deve ter uma papel importante, como foi mostrado pela análise de sensibilidade da seção anterior.

4.4.4 Distribuição das fases e fração volumétrica

Assim como foi feito para os padrões estratificado liso e ondulado, a distribuição das fases é comparada usando WMS e modelos numéricos 1D e CFD. A figura 73 mostra os resultados para cada um desses métodos em três pontos avaliados (demais pontos: E, fig.88). Em dois dos pontos da figura 73, foram apresentadas duas soluções do modelo unidimensional. A posição interfacial em cinza é a obtida utilizando o modelo de Rodriguez e Baldani (2012), enquanto o resultado em roxo mostra a solução usando o novo modelo 1D proposto com os valores de fator de entranhamento estimados, listados na seção anterior.

Durante nossos experimentos, foi notado que as gotas de óleo ocupam uma região próxima à interface e, por isso, podemos notar que os resultados do WMS mostram uma distribuição ainda mais difusa de transição entre óleo e água. Isso dificulta ainda mais a definição da posição e curvatura reais da interface utilizando o sensor. Obviamente, a baixa resolução espacial continua sendo um fator preponderante nesse respeito.

Os resultados de CFD e dos modelos 1D, por sua vez, continuam prevendo uma curvatura acentuada da interface. Mais uma vez existe uma boa concordância entre os resultados de CFD e do modelo 1D de Rodriguez e Baldani (2012), contudo nos casos em que o modelo 1D proposto neste trabalho foi empregado, ele parece concordar de forma ligeiramente melhor com o CFD. A posição da interface prevista pelo novo modelo unidimensional também parece estar mais próxima do obtido pelo WMS, especialmente na figura 73(b).

As figuras 74(a) à (c) mostram a distribuição de fases observadas usando a câmera de alta velocidade, os resultados de CFD e as medidas utilizando WMS (demais pontos: Apêndice E, fig.91). As imagens da câmera mostram que a quantidade de gotas entranhadas aumenta gradativamente com o as vazões de água e óleo. O aumento da velocidade

(a) $U_{os} = 0,015m/s$; $U_{ws} = 0,252m/s$

(b) $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,185m/s$

(c) $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,185m/s$

Figura 73 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: (i)CFD usando LES (mapa de cores à esquerda); (ii) modelo unidimensional de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) (linha tracejada cinza); (iii) Modelo unidimensional proposto (linha tracejada roxa); (iv) sensor *wire-mesh* (mapa de cores à direita).

(a) $U_{os} = 0,015m/s$; $U_{ws} = 0,252m/s$

(b) $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,185m/s$

$$(c) U_{os} = 0,081m/s; U_{ws} = 0,185m/s$$

Figura 74 – Distribuição de fases instantânea na seção longitudinal de cima para baixo: Fotografia do experimento; CFD LES; Reconstrução a partir do WMS

superficial de água eleva o número de Reynolds desse fluido e, conseqüentemente, a turbulência, que exerce papel preponderante no arrancamento de gotas. Comparando as figuras 74(b) e (c), o aumento na velocidade superficial de óleo, por sua vez, tende a diminuir a fração volumétrica de água, que acaba por também acarretar em um maior número de Reynolds para a camada de água e maior turbulência.

Quando analisamos os resultados de CFD, fica claro que a quantidade e o tamanho das gotas previstas pelo modelo está muito aquém dos resultados reais. A causa dessa diferença está na própria formulação dos modelos VOF e na forma como a reconstrução da interface é feita. A figura 75 ilustra uma gota muito próxima da longa interface que separa os fluidos. No elemento destacado em vermelho, na fig. 75(a), existem 3 regiões distintas: (i) uma composta por óleo da camada superior, (ii) uma região de óleo da gota, (iii) uma camada de água que separa essas duas interfaces. Contudo, no momento em que a reconstrução da interface é feita pelo método numérico, no máximo 2 regiões podem existir por célula, uma composta por óleo e outra por água, com uma interface apenas as separando. Essa limitação do método numérico acaba ocasionando uma junção entre a camada de óleo superior e a gota, como ilustrado na fig. 75(b). Pela razão descrita, métodos que se baseiam em VOF, como o usado ao longo desse trabalho, tem a tendência em superestimar a deposição de gotas.

O problema de deposição exagerada prevista numericamente é particularmente

Figura 75 – Representação da reconstrução da interface do método *IsoAdvector* para uma gota muito próxima à interface entre os fluidos

problemática para o escoamento de óleo viscoso e água, pois nos experimentos nenhuma deposição é observada ao longo de toda a seção de testes. De fato, as gotas entranhadas são arrastadas pela água e, devido ao empuxo, de tempos em tempos se chocam com a interface da região separada, mas nunca voltam à camada de óleo.

Outras abordagens numéricas, como a utilização de métodos Euler-Euler ou de uma abordagem lagrangiana para a fase dispersa podem parecer boas opções para resolver o escoamento estratificado com mistura, mas elas também apresentam problemas conceituais para a solução do escoamento. A utilização de ambas se baseiam na premissa de que os elementos dispersos (gotas) são algumas ordens de grandeza menores que a malha computacional, o que não é o caso nesse problema, visto a dimensão das gotas capturadas pelas filmagens. Além disso, são necessários modelos para o fechamento das equações e, em geral, a obtenção dos mesmos não é trivial, como a taxa de entranhamento e as forças agindo sobre as gotas. Modelos híbridos entre VOF e Euler-Euler poderiam ser uma boa alternativa, mas invariavelmente sofreriam do mesmo problema de deposição exagerada visto no VOF.

Embora a modelagem utilizando VOF não seja a ideal para esse padrão de escoamento, acreditamos que ainda é a melhor opção dentre os modelos numéricos mais difundidos, utilizando a técnica de volumes finitos. O erro na predição da fase dispersa também acarreta em erros no perfil de velocidades e no gradiente de pressão, que devem ser observados nas próximas seções do texto.

Para a reconstrução longitudinal do escoamento usando as medidas do WMS, uma abordagem similar àquela da seção 4.3.2 foi utilizada, ou seja, o valor de celeridade de onda foi obtido das simulações e usado para determinar o número de quadros necessários na

(a) Instabilidade observada nos experimentos ($U_{os} = 0,06 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,027 \text{ m/s}$)

(b) Instabilidade obtida com CFD ($U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,0252 \text{ m/s}$)

Figura 76 – Vista superior de escoamento estratificado com mistura - (a) Imagem experimental extraída de [Castro \(2013\)](#); (b) Imagem obtida de simulação numérica.

reconstrução. Nesse caso, nota-se que os resultados não apresentam imagens de ondas bem distintas, como no caso SW, devido à presença das gotas na região próxima à interface. Também não foi possível capturar as gotas que passam pelo sensor com precisão devido à dois fatores: a resolução espacial e a alta viscosidade do óleo. O papel da resolução espacial é bastante direto, mas a viscosidade ocasiona a aderência da gota aos fios do sensor, deformando-a e impondo resistência à sua própria passagem. Por isso, regiões borradas são observadas nas imagens reconstruídas (fig.74).

Por fim, a figura 76 mostra a vista superior do escoamento estratificado com mistura. A imagem experimental foi obtida por [Castro \(2013\)](#) e mostra as instabilidades nesse escoamento até a transição para o padrão gotas. A figura de CFD mostra que o mesmo tipo de instabilidade é observada aqui, com a exceção que, nesse caso, a transição para o padrão gotas não é atingida. Esse resultado mostra que, embora o CFD tenha sido incapaz de prever o arrancamento de gotas com precisão, boa parte do comportamento dinâmico do escoamento ainda é modelado com boa acurácia.

A tabela 19 e a figura 77 mostram as frações volumétrica medidas utilizando o WMS e as previstas pelos modelos numéricos 1D e CFD. Vale ressaltar que o modelo unidimensional de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) e a nova formulação proposta nesse trabalho apresentam o mesmo resultado para a fração volumétrica, por isso, há apenas um resultado é apresentado. Outro ponto importante é que não foram realizadas medidas com válvula de fechamento rápido para esse padrão de escoamento, logo os valores de WMS são tomados

Tabela 19 – Fração volumétrica de óleo - padrão ST&MI

$U_{os} [m/s]$	$U_{ws} [m/s]$	WMS	1D	CFD
0,015	0,222	0,323	0,253	0,235
0,015	0,252	0,283	0,225	0,205
0,015	0,276	0,264	0,192	-
0,039	0,152	0,533	0,524	-
0,039	0,166	0,496	0,501	-
0,039	0,185	0,463	0,471	0,431
0,039	0,222	0,420	0,420	-
0,039	0,252	0,397	0,385	0,398
0,081	0,125	0,641	0,693	0,672
0,081	0,166	0,614	0,630	0,615
0,081	0,185	0,594	0,604	0,587

Figura 77 – Comparação entre *wire-mesh*, CFD e modelo unidimensional para a predição de fração volumétrica - Padrão estratificado com mistura na interface.

como a referência experimental.

Para valores de $U_{os} \geq 0,039 \text{ m/s}$ tanto a modelagem unidimensional quanto o CFD obtiveram bons resultados, com máximo desvio de 7% para o CFD e 8% para o modelo unidimensional. Já para os pontos onde $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$ os dados numéricos apresentaram um desvio entre 20 e 28% dos resultados do WMS. Acredita-se que essa diferença se deva a uma incapacidade do WMS em medir esses escoamentos devido à baixa fração de óleo aliadas à alta curvatura interfacial, como visto na figura 73 (a)-(b).

Para valores de $U_{os} \leq 0,039 \text{ m/s}$ os resultados do modelo unidimensional foram

Figura 78 – gradiente de pressão obtido experimentalmente para $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$ - Seta indica início do padrão ST&MI.

ligeiramente melhores que os obtidos via CFD, já para velocidades superficiais de óleo mais elevadas essa tendência se inverteu.

4.4.5 Gradiente de pressão

O gradiente de pressão no escoamento estratificado com mistura está diretamente relacionada ao entranhamento de gotas gerado no escoamento. A figura 78 mostra as medidas de gradiente de pressão para $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$, passando por todos os padrões de escoamento. O gráfico mostra um aumento crescente do gradiente de pressão com a vazão de água, para os padrões ST e SW. Quando ocorre a transição para o padrão ST&MI, demarcado pela seta, inicialmente a tendência de crescimento continua, mas é sucedida por uma queda abrupta a partir de $U_{ws} > 0,185 \text{ m/s}$.

O aumento gradual até a transição para o padrão ST&MI pode ser explicado pelo aumento da turbulência da camada de água e, principalmente, pela diminuição da fração volumétrica de óleo, que tende a aumentar o fator de cisalhamento óleo-parede. Quando o padrão ST&MI é atingido, esses efeitos são contra balanceados pelo aumento no fator de entranhamento, ou seja, a presença de gotas de óleo dispersas na água, que diminuem a quantidade de óleo em contato com a parede e, conseqüentemente, o cisalhamento parietal. Quando o fator de entranhamento atinge um determinado patamar, a queda no gradiente de pressão é abrupta.

Tabela 20 – Gradiente de pressão - padrão ST&MI

$U_{os}(m/s)$	$U_{ws}(m/s)$	Exp.(Pa/m)	1D R&B(Pa/m)	CFD(Pa/m)	1D Atual(Pa/m)
0,015	0,222	186,64	231,68	165	216,79
0,015	0,252	193,47	254,49	155,5	199,84
0,015	0,276	193,85	254,98	-	214,74
0,039	0,152	306,29	367,43	-	-
0,039	0,166	299,42	377,89	-	269,9
0,039	0,185	300,7	392,64	312,3	251,03
0,039	0,222	264,85	423,03	-	-
0,039	0,252	239,77	449,16	407,4	-
0,081	0,125	515,95	667,53	565,3	-
0,081	0,166	351,15	698,6	598,7	-
0,081	0,185	306,33	714,48	587,8	-

A tabela 20 e a figura 79 mostram os valores de gradiente de pressão obtidos experimentalmente e calculados pelo modelo unidimensional de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#), CFD e pelo modelo unidimensional proposto. No último caso, só foram avaliados os pontos em que há estimativas do fator de entranhamento.

O modelo de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) superestimou o gradiente de pressão em todos os pontos avaliados e, em nenhum dos casos o erro esteve dentro da margem de 10%. Nos pontos onde o entranhamento é intenso, o modelo chega a erros de até 133%.

A modelagem em CFD se mostra um pouco melhor para a predição do gradiente de pressão. Os pontos com quantidade baixa e moderada de gotas entranhadas foram razoavelmente bem resolvidos, com erros entre 4% e 20%. Contudo, a incapacidade do modelo em representar os escoamentos com alta dispersão, como explicado na seção anterior, leva a altos desvios para esses casos, com erros de até 92%.

Devido à dificuldade em medir o fator de entranhamento, poucos pontos foram analisados utilizando o novo modelo unidimensional proposto. Contudo, os resultados mostram que as adições feitas nessa modelagem conseguem melhorar de forma significativa as predições de gradiente de pressão. O novo modelo conseguiu reduzir erros de mais de 30%, utilizando [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#), para 10%.

Comparando o novo modelo 1D ao CFD, erros da mesma ordem de grandeza são observados. Contudo, apenas pontos com fator de entranhamento baixo foram analisados para o modelo unidimensional e esses são os casos para os quais o CFD se comporta bem. Para altos valores de entranhamento, o modelo 1D proposto deve apresentar os melhores resultados. Contudo é necessário avaliar novas metodologias para a obtenção experimental do fator de entranhamento e, se possível, chegar a correlações para esse valor, de forma a viabilizar a utilização da modelagem proposta.

Figura 79 – Comparação entre CFD, modelo unidimensional de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) e modelo unidimensional proposto para prever gradiente de pressão - Padrão estratificado com mistura na interface.

4.4.6 Campo de velocidades

A figura 80 mostra o campo de velocidades obtido para dois pontos simulados de escoamento estratificado com mistura na interface (demais resultados: apêndice F, fig.99). A imagem superior esquerda é o valor médio do campo, enquanto as demais são valores instantâneos, escolhidos aleatoriamente. Essas imagens mostram que a velocidade instantânea pode atingir valores razoavelmente mais altos do que a média prevista.

A assimetria observada no escoamento instantâneo mais uma vez é atribuída aos vórtices turbulentos que são calculados usando a abordagem LES, mas além disso, as gotas dispersas colaboram para esse efeito, já que suas presenças interferem diretamente no campo de velocidades da camada de água.

As maiores velocidades observadas acontecem na camada de água para o par de velocidades superficiais $U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$ e $U_{ws} = 0,185 \text{ m/s}$. Embora essa não seja a maior vazão de água dentre os pontos avaliados, o fato de a vazão de óleo ser alta faz com que a água fique confinada em uma área menor da tubulação, o que aumenta a sua velocidade in situ.

A figura 81 mostra os perfis médios de velocidade na seção longitudinal central da tubulação em uma região de pico e outra de vale da onda interfacial (fig.60), para 3 pontos analisados. Resultados para os demais pontos simulados encontram-se no apêndice F nas figuras 106 à 112.

(a) $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,252 \text{ m/s}$

(b) $U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,185 \text{ m/s}$

Figura 80 – Campo de velocidades obtidos com CFD ao longo da seção transversal para padrão estratificado com mistura na interface. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.

(a) $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,252 \text{ m/s}$ (b) $U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,185 \text{ m/s}$

Figura 81 – Perfil de velocidades obtidos com CFD na seção longitudinal central da tubulação. As regiões de vale (preto) e pico (azul) seguem a definição da figura 60.

É interessante notar que o perfil de velocidades indica uma velocidade menor do óleo no pico em comparação ao vale, o que pode parecer contra intuitivo. A medida que o espaço ocupado pelo óleo diminui, espera-se que sua velocidade aumente, mas o observado é o contrário. Isso ocorre, porque o arrasto exercido pela água na região dos vales é bastante preponderante e tende a acelerar o óleo dessa região, que, caso contrário, se desloca a baixas velocidades.

Devido à incapacidade do modelo em CFD em capturar todas as gotas formadas nos escoamentos analisado, espera-se que o campo de velocidades mostrado contenha desvios do que é observado experimentalmente, uma vez que a distribuição de fases pode ser drasticamente diferente.

5 CONCLUSÕES

Estudou-se o escoamento estratificado líquido-líquido com alta razão de viscosidades, utilizando óleo e água como fluidos de operação. Durante o trabalho, três ramificações do padrão de escoamento estratificado foram avaliadas:

1. Padrão estratificado liso (ST)
2. Padrão estratificado ondulado (SW)
3. Padrão estratificado com mistura na interface (ST&MI)

Durante esse trabalho, três abordagens distintas e complementares foram usadas para avaliar esses três padrões de escoamento: análise experimental, modelagem unidimensional e modelagem tridimensional usando ferramentas de CFD.

Durante os experimentos, uma mescla de técnicas consolidadas e novas metodologias foram utilizadas para prover dados que pudessem servir de avaliação e complemento para os modelos numéricos. A utilização do sensor *wire-mesh* possibilitou que a tomografia do escoamento fosse realizada, imagens de câmera de alta velocidade permitiram visualizar a distribuição longitudinal das fases com boa resolução e transdutores de pressão e válvulas de fechamento rápido completaram o sistema, com informações de perda de carga e fração volumétrica.

A modelagem unidimensional é a principal forma de modelar escoamentos bifásicos na indústria, devido à sua simplicidade e rapidez. Nesse estudo, um novo modelo unidimensional foi proposto, unindo a modelagem de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) com os efeitos de entranhamento propostos por [Hadžiabdić e Oliemans \(2007\)](#) e a correção para posição e forma da interface desenvolvida. Como entranhamento só ocorre no padrão ST&MI, o modelo proposto se comporta como o de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) para os padrões ST e SW.

Dinâmica de fluidos computacional (CFD) é uma importante ferramenta em mecânica de fluidos e vem ganhando espaço na área de escoamentos multifásicos. Nesse trabalho, a utilização de um solver baseado no método Volume-of-fluid, chamado *isoAdvector*, foi avaliada para solucionar os três padrões descritos. Para isso, fez-se uso do software de código aberto OpenFOAM.

Os resultados apresentados nesse texto foram divididos conforme o padrão de escoamento analisado, dessa forma, as principais conclusões do trabalho seguem a mesma estrutura.

Escoamento estratificado liso (ST):

- Esse padrão foi visualizado quando ambas as fases escoam em regime laminar.
- Os modelos unidimensional e CFD previram uma interface côncava na seção transversal e existe boa similaridade entre os resultados das duas abordagens, com leves diferenças na curvatura e na posição prevista por cada modelo.
- Os melhores resultados para o sensor *wire-mesh* vieram com o uso do modelo de permissividade paralelo. Os resultados desse sensor mostram a posição interfacial muito próxima à calculada numericamente, mas a curvatura não foi visualizada, devido à baixa resolução espacial do sensor usado.
- A fração volumétrica foi medida pelo WMS e prevista por ambos métodos numéricos com boa precisão, todos com desvio abaixo de 7%.
- O modelo em CFD teve melhores resultados que o modelo unidimensional na predição de perda de carga. É possível que o escoamento bifásico atinja condições que se distanciam daquelas para as quais as correlações do modelo 1D foram obtidas. Enquanto isso, no CFD tensões são calculadas diretamente do campo de velocidades resolvido, o que aumenta a acurácia e diminui a dependência de dados empíricos.

Escoamento estratificado ondulado (SW):

- O padrão ocorre após a transição da camada de água para um regime turbulento.
- A modelagem de turbulência passou a ser necessária para o escoamento analisado. Assim, duas abordagens diferentes foram empregadas para as simulações em CFD: uso de equações RANS com o modelo de turbulência $k - \omega$ *SST*; utilização de equações filtradas LES e o modelo de turbulência sub-malha WALES.
- Foi identificada alta geração de energia cinética turbulenta na região interfacial nas simulações com RANS, devido à alta razão de viscosidade entre os fluidos. A adição de um termo fonte à equação de ω mostrou-se uma boa solução para atenuar o efeito, mas a intensidade desse termo precisa ser melhor explorada.
- A posição e forma média da interface calculadas pelos 2 modelos em CFD e pelo unidimensional tiveram boa concordância, com exceção de um ponto em que a camada de água se encontra próxima à transição laminar-turbulento. Mais uma vez, o WMS capturou bem a posição média da interface, mas a forma côncava esperada não foi obtida.
- Medidas das características geométricas da onda interfacial foram obtidas das filmagens com câmera de alta velocidade e comparadas com os modelos em CFD. Os resultados mostram que os valores de λ_m/α_m estão entre 5 e 20 para todos os número

de Froude avaliados. Os dados obtidos nesse trabalho tem boa similaridade com os de [Castro et al. \(2012\)](#).

- Simulações LES superestimam ligeiramente os valores médios de λ_m/α_m , mas ao considerar o desvio padrão das simulações e das medidas, pode-se dizer que os valores estão de acordo. Já as simulações com RANS preveem mal o comprimento de onda. Essa diferença é explicada pelo escoamento secundário, que influencia diretamente a forma da onda e é de 3 a 10 vezes maior nas simulações com LES.
- A fração volumétrica é calculada com boa precisão em todos os modelos numéricos, com desvio máximo de 10%.
- O modelo LES calculou o gradiente de pressão com a melhor precisão dentre todos, apresentando um desvio médio de 4%, enquanto a modelagem RANS teve uma variação média de 10,8%. O melhor desempenho de LES pode ser explicado pela resolução dos vórtices turbulentos, ocasionando campo de velocidades e tensões mais precisos. O modelo unidimensional apresentou um desvio médio de 13,7%, que está ligado à aplicabilidade das correlações novamente.
- Campos de velocidade mostraram assimetria no modelo LES, devido a presença dos vórtices turbulentos, que também ocasionaram em perfis de velocidade não parabólicos. As simulações RANS, por sua vez, mostram simetria e um perfil de velocidades mais bem comportado.

Escoamento estratificado com mistura na interface (ST&MI):

- Esse padrão acontece quando a turbulência da água se intensifica e as ondas interfaciais aumentam de amplitude até que sua crista é arrancada e gotas de óleo são arrastadas para a água. No escoamento líquido-líquido com alta razão de viscosidades, estudado nesse trabalho, só ocorreu entranhamento da fase de maior viscosidade na de menor. Além disso, deposição não foi observada em todos os experimentos realizados.
- O mecanismo de arrancamento de gotas foi observado experimentalmente e também numericamente. As simulações em CFD desse padrão foram restritas ao uso de LES com o modelo sub-malha WALES.
- Medidas de volume de gotas e, conseqüentemente, de fator e taxa de entranhamento a partir das filmagens laterais do escoamento se mostrou uma abordagem não ideal, visto que a sobreposição de gotas e o desconhecimento da dimensão das gotas na direção normal à filmagem impossibilita que os valores concretos sejam determinados. Ainda assim, para alguns pontos, com volume de gotas baixo, o fator de entranhamento foi estimado utilizando essa abordagem.

- A análise de sensibilidade do novo modelo 1D mostrou que o fator de entranhamento tem grande influência nos resultados, enquanto a taxa de entranhamento tem um impacto desprezível.
- A distribuição longitudinal das fases mostrou que a análise em CFD não foi capaz de calcular o mesmo volume de gotas entranhadas visto experimentalmente. Isso é um efeito da forma como o método *IsoAdvector* foi desenvolvido, levando-o a superestimar o efeito de deposição. Isso acaba por impactar negativamente os resultados de CFD quando o entranhamento é intenso.
- O modelo unidimensional e o CFD tem boa concordância com os dados de WMS, com exceção de pontos com baixa vazão de óleo. Nesses casos, a baixa resolução do sensor aliada à presença da fase dispersa pode ter influenciado os resultados.
- Para o gradiente de pressão, temos:

CFD: bons resultados para escoamentos com baixo volume de gotas dispersas, sendo que o erro cresce significativamente para escoamentos onde o entranhamento é alto;

Modelo 1D sem fator de entranhamento: superestima a perda de carga em todos os casos e pode chegar a erros de mais de 100% em pontos onde a quantidade de fase dispersa é alta;

Modelo 1D com fator de entranhamento: O único modelo que foi capaz de prever a tendência de crescimento gradual da perda de carga, seguida de uma queda abrupta a partir de um ponto com alto fator de entranhamento. O modelo obteve uma melhora significativa em comparação com o modelo 1D tradicional, contudo a dificuldade em determinar o fator de entranhamento não possibilitou que ele fosse avaliado mais minuciosamente. De qualquer forma, apresenta um avanço em relação aos modelos usados atualmente.

De forma geral, podemos concluir que para escoamentos estratificados sem a presença de dispersão, o modelo unidimensional de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) é uma boa opção para a obtenção de resultados rápidos e com um bom nível de precisão, especialmente para a fração volumétrica média. Contudo, os erros na previsão da perda de carga podem chegar a 30%. Além disso, a quantidade de informação que essa modelagem é capaz de fornecer é limitada, por exemplo, campos de velocidade, distribuição de pressão e forma da onda interfacial não podem ser calculados com esse tipo de modelo.

Por outro lado, as análises em CFD mostraram resultados ainda mais precisos para os escoamentos estratificados sem dispersão. A utilização da modelagem LES é recomendada para esse tipo de escoamento, pois trata a turbulência de forma mais precisa e, assim, produz resultados mais fidedignos. Além disso, a modelagem em CFD possibilita

a obtenção de informações locais e instantâneas que não são possíveis com o modelo unidimensional, mas isso traz consigo um custo computacional mais elevado.

Por fim, o padrão estratificado com mistura na interface traz dificuldades para o modelo unidimensional de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) e as simulações com CFD. Nesse caso, a abordagem mais promissora é a modelagem unidimensional proposta nesse trabalho, contudo a ausência de correlações para a taxa de entranhamento e a dificuldade em obter dados experimentais impõem barreiras à sua aplicação.

5.0.1 Trabalhos futuros

Alguns pontos foram levantados que demandam estudos mais aprofundados e são propostos aqui como possíveis trabalhos a serem desenvolvidos futuramente.

Na área experimental:

- Avaliar o uso de sensores *wire-mesh* com maior densidade de fios para o escoamento líquido-líquido, avaliando o impacto da intrusividade sobre os resultados obtidos. Paralelamente, estudar a relação entre viscosidade dos fluidos e intrusividade, principalmente em escoamentos com a presença de dispersão;
- Realizar a medida dos perfis de velocidade do escoamento líquido-líquido com altas razões de viscosidade, a fim de prover mais dados de validação para os modelos numéricos;
- Avaliar outras técnicas para medir valores de fator e taxa de entranhamento.

Para os modelos numéricos unidimensionais:

- Avaliar o modelo unidimensional desenvolvido neste trabalho com mais pontos experimentais, uma vez que haja dados de fator e taxa de entranhamento;
- Testar o modelo desenvolvido para escoamentos líquido-líquido com outras razões de viscosidade e nos quais ocorram entranhamento de ambas as fases;

Para os modelos em CFD:

- Realizar uma análise aprofundada da atenuação de turbulência na região interfacial em modelos RANS, a fim de definir valores ótimos. O trabalho de [Frederix et al. \(2018\)](#) aponta um valor ótimo para escoamentos gás-líquido, mas ele não se aplica para líquido-líquido. Os resultados observados durante o doutorado levam a crer que esse parâmetro é função das razões de densidade e viscosidade entre os fluidos analisado;

- Procurar novas metodologias para a solução do padrão estratificado com mistura, como Lattice-Boltzmann.

REFERÊNCIAS

- AKAI, M.; INOUE, A.; AOKI, S. The prediction of stratified two-phase flow with a two-equation model of turbulence. **International Journal of Multiphase Flow**, Elsevier, v. 7, n. 1, p. 21–39, 1981.
- AL-WAHAIBI, T.; ANGELI, P. Transition between stratified and non-stratified horizontal oil–water flows. part i: Stability analysis. **Chemical engineering science**, Elsevier, v. 62, n. 11, p. 2915–2928, 2007.
- AL-WAHAIBI, T.; SMITH, M.; ANGELI, P. Transition between stratified and non-stratified horizontal oil–water flows. part ii: Mechanism of drop formation. **Chemical engineering science**, Elsevier, v. 62, n. 11, p. 2929–2940, 2007.
- BAKER, O. Design of pipelines for the simultaneous flow of oil and gas. In: SOCIETY OF PETROLEUM ENGINEERS. **Fall Meeting of the Petroleum Branch of AIME**. [S.l.], 1953.
- BERNA, C. et al. Review of droplet entrainment in annular flow: Interfacial waves and onset of entrainment. **Progress in Nuclear Energy**, Elsevier, v. 74, p. 14–43, 2014.
- BERTHELTSEN, P. A.; YTREHUS, T. Calculations of stratified wavy two-phase flow in pipes. **International journal of multiphase flow**, v. 31, n. 5, p. 571–592, 2005.
- BRACKBILL, J. U.; KOTHE, D. B.; ZEMACH, C. A continuum method for modeling surface tension. **Journal of computational physics**, Elsevier, v. 100, n. 2, p. 335–354, 1992.
- BRAUNER, N.; MARON, D. M. Stability analysis of stratified liquid-liquid flow. **International journal of multiphase flow**, Elsevier, v. 18, n. 1, p. 103–121, 1992.
- BRAUNER, N.; ROVINSKY, J.; MARON, D. M. Determination of the interface curvature in stratified two-phase systems by energy considerations. **International journal of multiphase flow**, Elsevier, v. 22, n. 6, p. 1167–1185, 1996.
- CASTRO, M. S. et al. Geometrical and kinematic properties of interfacial waves in stratified oil–water flow in inclined pipe. **Experimental Thermal and Fluid Science**, Elsevier, v. 37, p. 171–178, 2012.
- CASTRO, M. S. d. **Fenômeno de transição espacial do escoamento óleo pesado-água no padrão estratificado**. 2013. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, 2013.
- CASTRO, M. S. D. et al. Geometrical and kinematic properties of interfacial waves in stratified oil–water flow in inclined pipe. **Experimental Thermal and Fluid Science**, Elsevier, v. 37, p. 171–178, 2012.
- CERNE, G.; PETELIN, S.; TISELJ, I. Coupling of the interface tracking and the two-fluid models for the simulation of incompressible two-phase flow. **Journal of computational physics**, v. 171, n. 2, p. 776–804, 2001.

CHAKRABARTI, D.; DAS, G.; RAY, S. Pressure drop in liquid-liquid two phase horizontal flow: Experiment and prediction. **Chemical engineering & technology**, Wiley Online Library, v. 28, n. 9, p. 1003–1009, 2005.

CHARLES, M. E.; REDBERGER, P. J. The reduction of pressure gradients in oil pipelines by the addition of water: numerical analysis of stratified flow. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, v. 40, n. 2, p. 70–75, 1962.

DAMIAN, S. M. **An extended mixture model for the simultaneous treatment of short and long scale interfaces**. 2013. Tese (Doutorado) — Universidad Nacional del Litoral, 2013.

DEVOLDER, B.; RAUWOENS, P.; TROCH, P. Application of a buoyancy-modified $k-\omega$ sst turbulence model to simulate wave run-up around a monopile subjected to regular waves using openfoam®. **Coastal Engineering**, Elsevier, v. 125, p. 81–94, 2017.

EGOROV, Y. et al. Validation of cfd codes with pts-relevant test cases. **5th Euratom Framework Programme ECORA project**, p. 91–116, 2004.

ELSETH, G. **An experimental study of oil/water flow in horizontal pipes**. 2001. Tese (Doutorado) — Telemark University College, 2001.

FREDERIX, E. et al. Reynolds-averaged modeling of turbulence damping near a large-scale interface in two-phase flow. **Nuclear Engineering and Design**, Elsevier, v. 333, p. 122–130, 2018.

GHORAI, S.; NIGAM, K. D. P. Cfd modeling of flow profiles and interfacial phenomena in two-phase flow in pipes. **Chemical Engineering and Processing: Process Intensification**, v. 45, n. 1, p. 55–65, 2006.

GUET, S. et al. An inverse dispersed multiphase flow model for liquid production rate determination. **International journal of multiphase flow**, Elsevier, v. 32, n. 5, p. 553–567, 2006.

HAALAND, S. E. Simple and explicit formulas for the friction factor in turbulent pipe flow. **Journal of Fluids Engineering**, American Society of Mechanical Engineers, v. 105, n. 1, p. 89–90, 1983.

HADŽIABDIĆ, M.; OLIEMANS, R. Parametric study of a model for determining the liquid flow-rates from the pressure drop and water hold-up in oil–water flows. **International Journal of Multiphase Flow**, Elsevier, v. 33, n. 12, p. 1365–1394, 2007.

HIRT, C. W.; NICHOLS, B. D. Volume of fluid (vof) method for the dynamics of free boundaries. **Journal of computational physics**, Elsevier, v. 39, n. 1, p. 201–225, 1981.

HOHNE, T.; HANSCH, S. A droplet entrainment model for horizontal segregated flows. **Nuclear Engineering and Design**, Elsevier, v. 286, p. 18–26, 2015.

HOHNE, T.; MEHLHOOP, J.-P. Validation of closure models for interfacial drag and turbulence in numerical simulations of horizontal stratified gas–liquid flows. **International Journal of Multiphase Flow**, Elsevier, v. 62, p. 1–16, 2014.

HOOGENDOORN, C. Gas-liquid flow in horizontal pipes. **Chemical Engineering Science**, Elsevier, v. 9, n. 4, p. 205–217, 1959.

ISHII, M.; GROMES, M. Inception criteria for droplet entrainment in two-phase concurrent film flow. **AIChE Journal**, Wiley Online Library, v. 21, n. 2, p. 308–318, 1975.

ISHII, M.; HIBIKI, T. **Thermo-fluid dynamic theory of two-phase flow**. [S.l.]: Paris: Eyrolles, 1975.

ISSA, R. Prediction of turbulent, stratified, two-phase flow in inclined pipes and channels. **International journal of multiphase flow**, Elsevier, v. 14, n. 2, p. 141–154, 1988.

JASAK, H. **Error analysis and estimation for finite volume method with applications to fluid flow**. 1996. Tese (Doutorado) — Imperial College of Science, Technology and Medicine, 1996.

LAMB, H. **Hydrodynamics**. [S.l.]: Cambridge Univ. Press, 1975.

LARSEN, B. E.; FUHRMAN, D. R. On the over-production of turbulence beneath surface waves in reynolds-averaged navier–stokes models. **Journal of Fluid Mechanics**, Cambridge University Press, v. 853, p. 419–460, 2018.

LAUNDER, B. E.; SPALDING, D. B. **Mathematical models of turbulence**. [S.l.]: Academic press, 1972.

LOCKHART, R.; MARTINELLI, R. Proposed correlation of data for isothermal two-phase, two-component flow in pipes. **Chem. Eng. Prog**, v. 45, n. 1, p. 39–48, 1949.

LOPES, J.; DUKLER, A. Droplet entrainment in vertical annular flow and its contribution to momentum transfer. **AIChE journal**, Wiley Online Library, v. 32, n. 9, p. 1500–1515, 1986.

MA, J. et al. A comprehensive sub-grid air entrainment model for rans modeling of free-surface bubbly flows. **The Journal of Computational Multiphase Flows**, Multi Science Publishing, v. 3, n. 1, p. 41–56, 2011.

MENTER, F. Zonal two equation kw turbulence models for aerodynamic flows. In: **23rd fluid dynamics, plasmadynamics, and lasers conference**. [S.l.: s.n.], 1993. p. 2906.

MENTER, F. R.; KUNTZ, M.; LANGTRY, R. Ten years of industrial experience with the sst turbulence model. **Turbulence, heat and mass transfer**, v. 4, n. 1, p. 625–632, 2003.

MOUZA, A.; PARAS, S.; KARABELAS, A. Cfd code application to wavy stratified gas-liquid flow. **Chemical Engineering Research and Design**, Elsevier, v. 79, n. 5, p. 561–568, 2001.

NEWTON, C.; BEHNIA, M. A numerical model of stratified wavy gas–liquid pipe flow. **Chemical engineering science**, Elsevier, v. 56, n. 24, p. 6851–6861, 2001.

NEWTON, C. H.; BEHNIA, M. Numerical calculation of turbulent stratified gas–liquid pipe flows. **International journal of multiphase flow**, Pergamon, v. 26, n. 2, p. 327–337, 2000.

NICOUD, F.; DUCROS, F. Subgrid-scale stress modelling based on the square of the velocity gradient tensor. **Flow, turbulence and Combustion**, Springer, v. 62, n. 3, p. 183–200, 1999.

OSHINOWO, T.; CHARLES, M. Vertical two-phase flow part i. flow pattern correlations. **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, Wiley Online Library, v. 52, n. 1, p. 25–35, 1974.

PEÑA, H. F. V. **Estudo topológico de escoamento trifásico óleo-água-ar através de sensor de impedância de resposta rápida do tipo wire-mesh**. 2015. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, 2015.

PEÑA, H. F. V.; RODRIGUEZ, O. M. H. Applications of wire-mesh sensors in multiphase flows. **Flow measurement and instrumentation**, v. 45, p. 255–273, 2015.

RAJ, T. S.; CHAKRABARTI, D.; DAS, G. Liquid-liquid stratified flow through horizontal conduits. **Chemical engineering & technology**, Wiley Online Library, v. 28, n. 8, p. 899–907, 2005.

RODRIGUEZ, I. H. et al. Experiments with a wire-mesh sensor for stratified and dispersed oil-brine pipe flow. **International Journal of Multiphase Flow**, Elsevier, v. 70, p. 113–125, 2015.

RODRIGUEZ, O. M. H. **Escoamento Multifásico**. [S.l.]: ABCM, 2011.

RODRIGUEZ, O. M. H.; BALDANI, L. S. Prediction of pressure gradient and holdup in wavy stratified liquid–liquid inclined pipe flow. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, Elsevier, v. 96, p. 140–151, 2012.

RODRIGUEZ, O. M. H.; OLIEMANS, R. V. A. Experimental study on oil–water flow in horizontal and slightly inclined pipes. **International Journal of Multiphase Flow**, Elsevier, v. 32, n. 3, p. 323–343, 2006.

ROENBY, J.; BREDMOSE, H.; JASAK, H. A computational method for sharp interface advection. **Royal Society open science**, The Royal Society, v. 3, n. 11, p. 160405, 2016.

_____. Isoadvector: Geometric vof on general meshes. In: **OpenFOAM®**. [S.l.]: Springer, 2019. p. 281–296.

RUSCHE, H. **Computational fluid dynamics of dispersed two-phase flows at high phase fractions**. 2003. Tese (Doutorado) — Imperial College London (University of London), 2003.

SCHEPPER, S. C. D.; HEYNDERICKX, G. J.; MARIN, G. B. Cfd modeling of all gas–liquid and vapor–liquid flow regimes predicted by the baker chart. **Chemical Engineering Journal**, Elsevier, v. 138, n. 1, p. 349–357, 2008.

SILVA, M. J. **Impedance sensors for fast multiphase flow measurement and imaging**. 2008. Tese (Doutorado) — Electrical and computer engineering department. Technique University of Dresden., Dresden, 2008.

TAITEL, Y.; BARNEA, D.; DUKLER, A. Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes. **AIChE Journal**, Wiley Online Library, v. 26, n. 3, p. 345–354, 1980.

TAITEL, Y.; DUKLER, A. A model for predicting flow regime transitions in horizontal and near horizontal gas-liquid flow. **AIChE Journal**, Wiley Online Library, v. 22, n. 1, p. 47–55, 1976.

TRALLERO, J. L. **Oil-water flow patterns in horizontal pipes**. 1995. Tese (Doutorado) — University of Tulsa, 1995.

ULLMANN, A.; BRAUNER, N. Closure relations for two-fluid models for two-phase stratified smooth and stratified wavy flows. **International journal of multiphase flow**, Elsevier, v. 32, n. 1, p. 82–105, 2006.

ULLMANN, A. et al. Closure relations for the shear stresses in two-fluid models for laminar stratified flow. **International journal of multiphase flow**, Elsevier, v. 30, n. 7, p. 877–900, 2004.

_____. Multi-holdups in co-current stratified flow in inclined tubes. **International journal of multiphase flow**, Elsevier, v. 29, n. 10, p. 1565–1581, 2003.

VALLÉE, C. et al. Experimental investigation and cfd simulation of horizontal stratified two-phase flow phenomena. **Nuclear Engineering and Design**, Elsevier, v. 238, n. 3, p. 637–646, 2008.

WALLIS, G. B. **One-dimensional two-phase flow**. [S.l.]: McGraw-Hill, 1969.

WARDLE, K. E.; WELLER, H. G. Hybrid multiphase cfd solver for coupled dispersed/segregated flows in liquid-liquid extraction. **International Journal of Chemical Engineering**, Hindawi Publishing Corporation, v. 2013, 2013.

WESTENDE, V. **Droplets in annular-dispersed gas-liquid pipe-flows**. 2008. Tese (Doutorado), 2008.

XU, X.-X. Study on oil–water two-phase flow in horizontal pipelines. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, Elsevier, v. 59, n. 1, p. 43–58, 2007.

Apêndices

APÊNDICE A – MODELO UNIDIMENSIONAL - CÓDIGO EM *MATLAB*

```

%%% Escoamento estratificado 1D com MI %%%

theta = 30*pi/180; %Ângulo de contato entre as fases
beta = 0; %Ângulo de inclinação do tubo
D = 0.026; %Diâmetro do tubo
grav = 9.81; %Aceleração da gravidade
rho_w = 990; %Densidade da água
mu_w = 0.001; %Viscosidade da água
rho_o = 828; %Densidade do óleo
mu_o = 0.280; %Viscosidade do óleo
sigma = 0.045; %Tensão superficial
Cl = 0.313; %Parâmetros empíricos para o cálculo do fator de fricção
Ci = 50;
ks = 1e-6; %Rugosidade do tubo

h = zeros(1,500);
h(1) = 0.01*D; %Chutes iniciais para o método da secante
h(2) = 0.5*D;

j_w = 0.2; %Velocidade superficial da água
j_o = 0.2; %Velocidade superficial do óleo

m_o = rho_o*j_o*pi*(D^2)/4; %Vazão mássica de óleo
m_w = rho_w*j_w*pi*(D^2)/4; %Vazão mássica de água

e_w = 0*m_w; %Taxa de água entranhada no óleo
e_o = 0; %Taxa de óleo entranhada na água

FE_w = 0; %Fator de entranhamento da água
FE_o = 0.35; %Fator de entranhamento do óleo

%% Cálculo de parâmetros usados para achar o raio r_c

psi_1 = 0.2226+1.0538*exp(-sin(theta)/0.2644);
psi_2 = 0.218+2.176*exp(-sin(theta)/0.1565);
psi_3 = 62.2645-14.896*exp(-sin(theta)/0.5337);
psi_4 = 3.555+0.0002725*exp(sin(theta)/0.0996);

h_lim = 0.9054-0.8108/(1+exp(3.8462*(theta-1.571)));
a = 1.7722-0.7823/(1+exp(9.213*(theta-1.880)));
b = -0.0096+0.7829/(1+exp(9.213*(theta-1.2594)));

Eo = (rho_w-rho_o)*grav*(D^2)/(4*sigma); %Número de Eotvos

for i=1:500

    k1 = ((h(i)/D)/h_lim)-1;
    g = 1/(1+exp(-50*k1));

    % Cálculo de vários parâmetros que entrarão na perda de carga
    k2 = g*(a-(h(i)/D))+(1-g)*((h(i)/D)+b);
    r_c = D*(psi_1-(psi_2*exp(-Eo/psi_3)))*exp(psi_4*k2);

    %Cálculo do ângulo phi
    if (h(i)/D)<h_lim
        myfun = @(x,c1,c2,c3) c1-c2*(0.5*(1-cos(x))+ \...
            (c3/c2)*(1-cos(asin(c2*sin(x)/(2*c3)))));
        c1 = h(i);
        c2 = D;
        c3 = r_c;
    end
end

```

```

    fun = @(x) myfun(x,c1,c2,c3);
    x0 = [0.01 3.1];
    x = fzero(fun,x0);

else

    myfun = @(x,c1,c2,c3) c1-c2*(0.5*(1-cos(x))- \...
        (c3/c2)*(1-cos(asin(c2*sin(x)/(2*c3)))));
    c1 = h(i);
    c2 = D;
    c3 = r_c;
    fun = @(x) myfun(x,c1,c2,c3);
    x0 = [0.01 3.1];
    x = fzero(fun,x0);
end

phi = abs(x);
clear x;
phi_st = pi+abs(asin(D*sin(phi)/(2*r_c)));

if (h(i)/D)<h_lim
    A_w = (0.25*D^2)*(phi-0.5*sin(2*phi))+ \... %Área ocupada pela água
        (r_c^2)*((phi_st-pi)-0.5*sin(2*(phi_st-pi)));
else
    A_w = (0.25*D^2)*(phi-0.5*sin(2*phi))- \... %Área ocupada pela água
        (r_c^2)*((phi_st-pi)-0.5*sin(2*(phi_st-pi)));
end

A_o = (pi*(D^2)/4)-A_w; %Área ocupada pelo óleo

A_l = A_w*(1-FE_w)+A_o*FE_o;
A_u = A_o*(1-FE_o)+A_w*FE_w;

if i>2
    h_cor(1) = h(i)-0.1*D;
    h_cor(2) = h(i)+0.1*D;

    if h_cor(1)<0
        h_cor(1) = 0.01*D;
    end

    if h_cor(2)>D/2
        h_cor(2) = 0.5*D;
    end

    Correcao_interface;
else
    r_cor = r_c;
end

S_w = D*phi; %Perímetro molhado pela água
S_o = D*(pi-phi); %Perímetro molhado pelo óleo
S_i = 2*r_cor*(phi_st-pi); %Perímetro interfacial

rho_l = (rho_o*A_o*FE_o+rho_w*A_w*(1-FE_w))/A_l; %Correção de densidade
rho_u = (rho_w*A_w*FE_w+rho_o*A_o*(1-FE_o))/A_u;

epsilon_w = A_w/(A_w+A_o);
epsilon_o = A_o/(A_w+A_o);

```

```

%% Cálculo do fator de fricção

A = [A_u-A_w*FE_w A_o*FE_o; A_w*FE_w A_l-A_o*FE_o];

A(~A) = inf; %Transforma em infinito os termos com zero na matriz

%Acha o coeficiente de menor valor em cada linha
%Necessário para o condicionamento da matriz que será resolvida
minlin1 = min(abs(A(1,:)));
minlin2 = min(abs(A(2,:)));

%Sistema linear para obter velocidades in situ
A_v = [(A_u-A_w*FE_w)/minlin1 (A_o*FE_o)/minlin1; \...
        (A_w*FE_w)/minlin2 (A_l-A_o*FE_o)/minlin2];
B_v = [j_o*pi*(D^2)/(4*minlin1); j_w*pi*(D^2)/(4*minlin2)];

U = linsolve(A_v,B_v); %Calcula a velocidade in situ da parte sup e inf

U_u = U(1);
U_l = U(2);

s = U_u/U_l; %Deslizamento

Dh_l = (4*A_l/(S_w+S_i))*(1+(S_i/S_w)*(1/(1+exp(10-10*s))));
Dh_u = (4*A_u/S_o)*(1-(S_i/(S_i+S_o))*(1/(1+exp(10-10*s))));

Calculo_viscosidade; %Calcula a viscosidade da mistura de água no óleo
%Quando óleo está disperso na água, a própria viscosidade da água é
%usada

mu_l = mu_w;

Re_l = rho_l*Dh_l*abs(U_l)/mu_l;
Re_u = rho_u*Dh_u*abs(U_u)/mu_u;

A1 = (2.45*log(((0.27*ks/Dh_l) + (7/Re_l)^0.9)^-1))^16;
B1 = (37530/Re_l)^16;
f_w = 8*((1/(A1+B1)^1.5)+(C1*8/Re_l)^12)^(1/12);

Tau_w = f_w*rho_l*(U_l^2)/8; %Tensão de cisalhamento da água

A2 = (2.45*log(((0.27*ks/Dh_u) + (7/Re_u)^0.9)^-1))^16;
B2 = (37530/Re_u)^16;
f_o = 8*((1/((A2+B2)^1.5)+(C1*8/Re_u)^12)^(1/12);

Tau_o = f_o*rho_u*(U_u^2)/8; %Tensão de cisalhamento do óleo

amplit = 0.06103+0.17283*epsilon_w;

if U_l>U_u %Cálculo de f_i e tensão de cisalhamento na interface
    f_i = f_w*(1+C1*amplit);
    Tau_i = f_i*rho_w*(U_l-U_u)*abs(U_l-U_u)/8;
else
    f_i = f_o*(1+C1*amplit);
    Tau_i = f_i*rho_o*(U_l-U_u)*abs(U_l-U_u)/8;
end

F(i) = -(Tau_w*S_w/A_l)+(Tau_o*S_o/A_u)-(Tau_i*S_i)*((1/A_l) + \...

```

```
(1/A_u))-(rho_l-rho_u)*grav*sin(beta)-\...
(U_l-U_u)*(e_w+e_o)*((1/A_w) + (1/A_o));

%Método da secante
if i>1
    h(i+1) = h(i)-(h(i)-h(i-1))*F(i)/(F(i)-F(i-1));

    if h(i+1)<0
        h(i+1) = 0.01*D;
    end

    if h(i+1)>D
        h(i+1) = 0.99*D;
    end
end

if abs(F(i))<1e-10 && i>2
    break
end
end
```

```

%Correção da posição da interface, considerando o entranhamento
for n=1:50
    k3 = ((h_cor(n)/D)/h_lim)-1;
    g2 = 1/(1+exp(-50*k3));

    k4 = g2*(a-(h_cor(n)/D))+(1-g2)*((h_cor(n)/D)+b);
    r_cor = D*(psi_1-(psi_2*exp(-Eo/psi_3)))*exp(psi_4*k4);

    if (h_cor(n)/D)<h_lim
        myfun = @(x,c1,c2,c3) c1-c2*(0.5*(1-cos(x))+ \...
            (c3/c2)*(1-cos(asin(c2*sin(x)/(2*c3)))));
        c1 = h_cor(n);
        c2 = D;
        c3 = r_cor;
        fun = @(x) myfun(x,c1,c2,c3);
        x0 = [0.01 3.1];
        x = fzero(fun,x0);

    else

        myfun = @(x,c1,c2,c3) c1-c2*(0.5*(1-cos(x))- \...
            (c3/c2)*(1-cos(asin(c2*sin(x)/(2*c3)))));
        c1 = h_cor(n);
        c2 = D;
        c3 = r_cor;
        fun = @(x) myfun(x,c1,c2,c3);
        x0 = [0.01 3.1];
        x = fzero(fun,x0);
    end

    phi = abs(x);
    clear x;

    phi_st = pi+abs(asin(D*sin(phi)/(2*r_cor)));

    if (h_cor(n)/D)<h_lim
        A_lcor = (0.25*D^2)*(phi-0.5*sin(2*phi))+ \...
            (r_cor^2)*((phi_st-pi)-0.5*sin(2*(phi_st-pi)));
    else
        A_lcor = (0.25*D^2)*(phi-0.5*sin(2*phi))- \...
            (r_cor^2)*((phi_st-pi)-0.5*sin(2*(phi_st-pi)));
    end

    L(n) = A_l-A_lcor;

    if n>1
        h_cor(n+1) = h_cor(n)-(h_cor(n)-h_cor(n-1))*L(n)/(L(n)-L(n-1));

        if h_cor(n+1)<0
            h_cor(n+1) = 0.02*D;
        end

        if h_cor(n+1)>D
            h_cor(n+1) = 0.99*D;
        end
    end

    if abs(L(n))<1e-10 && n>2
        break
    end
end

```

```
end  
hc = h_cor(n);  
clear h_cor;  
clear n;  
clear k;
```

```

%% Cálculo da viscosidade de mistura nas regiões superior e inferior %%
% Modelo proposto por Guet (2006)

Rcrit = 0.089;

Rdo = A_o*FE_o/A_l; %Hold up de óleo na camada inferior
Rdw = A_w*FE_w/A_u; %Hold up de água na camada superior

gamma_l = (Rdo-Rcrit)/Rdo;
gamma_u = (Rdw-Rcrit)/Rdw;

if Rdw==0 %Necessário para evitar divisões por zero na equação acima
    gamma_u=0;
end

if Rdo==0
    gamma_l=0;
end

Rdoe = Rdo-Rcrit;
Rdwe = Rdw-Rcrit;

if Rdw<Rcrit
    mu_u = (1+2.5*Rdw+14.1*(Rdw^2))*mu_o;
else
    mu_u = ((1+2.5*Rdw+14.1*(Rdw^2))*mu_o)*(1-gamma_u)+ ...
        (mu_w*Rdwe+mu_o*(1-Rdwe))*gamma_u;
end

```


APÊNDICE B – ANÁLISE DE INCERTEZAS EXPERIMENTAIS

O objetivo dessa seção é apresentar a incerteza associada às medidas realizadas durante os experimentos.

- Perda de carga

As medidas de perda de carga apresentadas ao longo do trabalho são definidas como: $P_c = \Delta P / L$. Onde ΔP é a variação de pressão entre duas tomadas, medida pelo transdutor de pressão diferencial e L é o comprimento que as separa. Assim, a incerteza da medida de perda de carga é:

$$\left(\frac{\sigma_{P_c}}{P_c}\right)^2 = \left(\frac{\sigma_{\Delta P}}{\Delta P}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_L}{L}\right)^2$$

Ou

$$\sigma_{P_c} = \frac{1}{L} \sqrt{\sigma_{\Delta P}^2 + \left(\frac{\Delta P}{L}\right)^2 \sigma_L^2}$$

O sensor utilizado para as medidas de pressão diferencial e sua incerteza são: - Endress-Hauser F.E. 3 kPa: $\sigma_{\Delta P} = \pm 3 \text{ Pa}$.

Já $\sigma_L = 0,5 \text{ mm}$ é a incerteza da distância entre as tomadas, dada pela trena

- Fração volumétrica usando válvulas de fechamento rápido

O valor da fração de óleo é dado pela razão entre o volume de óleo dividido pelo volume total da seção: $\varepsilon_o = V_o / V_t$.

Assim, a incerteza total da medida é dada por:

$$\left(\frac{\sigma_\varepsilon}{\varepsilon_o}\right)^2 = \left(\frac{\sigma_{V_o}}{V_o}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{V_t}}{V_t}\right)^2$$

Ou

$$\sigma_\varepsilon = \sqrt{\left(\frac{\sigma_{V_o}}{V_t}\right)^2 + \left(\frac{V_o \sigma_{V_t}}{V_t^2}\right)^2}$$

Como a incerteza do volume de óleo e do total é a mesma (incerteza da proveta usada nas medidas), temos:

$$\sigma_\varepsilon = \sqrt{\frac{V_t^2 + V_o^2}{V_t^4}} \sigma_V$$

A incerteza da proveta utilizada é $\sigma_V = \pm 10 \text{ ml}$.

- Fração volumétrica usando o sensor WMS

O sensor WMS usado nesse trabalho é o mesmo avaliado nos estudos de [Peña \(2015\)](#) onde foi apontada uma incerteza de 2,3% nas medidas de fração volumétrica, com confiabilidade de 95%.

- Temperatura média na seção de testes

A temperatura da seção de testes é dada pelo valor médio entre dois termopares, um na região da entrada e outro próximo à região de saída.

$$T_m = \frac{T_1 + T_2}{2}$$

Dessa forma, a incerteza do valor médio é dada por:

$$\sigma_{T_m} = \frac{1}{2} \sqrt{\sigma_{T_1}^2 + \sigma_{T_2}^2}$$

Onde $\sigma_{T_1} = \sigma_{T_2} = \pm 0,1^\circ\text{C}$ que é a incerteza do sistema de medida de temperatura, composto por TxBLOCK com Termopar Tipo K.

- Velocidades superficiais

É obtida de forma simples, de acordo com a incerteza do medidor utilizado:

- Para a água: Badgermeter OGT HF 1/2" 1 – 35 l/min: $\pm 0,75\%$ RD.
- Para o óleo: Oval M-III LSF45-L 0,05 – 8 l/min: $\pm 1\%$ FE.

APÊNDICE C – SENSOR WIRE-MESH

A metodologia básica por trás do funcionamento do sensor wire-mesh (WMS) é apresentada nessa seção. Ele é um método capaz de obter a tomografia de escoamentos multifásicos, tornando possível definir valores de fração volumétrica e distribuição de fases. O sensor é composto de dois conjuntos de fios, denominados transmissores e receptores. Os fios de cada conjunto são paralelos entre si e os conjuntos são rotacionados em 90°, formando uma malha como mostrado na figura 82.

O sensor funciona enviando um sinal elétrico através dos fios transmissores e, então lê a resposta em um dos fios receptores. O sinal resultante é diretamente proporcional às características do fluido ou mistura presente no ponto de cruzamento dos fios.

A figura 83 mostra uma representação do circuito elétrico. De acordo com (SILVA, 2008), a permissividade complexa em cada ponto de cruzamento é dada por:

$$\hat{\kappa}_x = \kappa_x - j \frac{\sigma_x}{f \kappa_0} \quad (\text{C.1})$$

κ_x é a permissividade relativa do fluido (ou mistura), σ_x é a condutividade, f é a frequência angular do sinal aplicado ao circuito e κ_0 é a permissividade no vácuo.

A tensão lida pelo sistema de aquisição V_x é definida como:

$$V_x = C_a \cdot \ln(|\hat{\kappa}_x|) + C_b \quad (\text{C.2})$$

Figura 82 – Distribuição de fios no sensor Wire-mesh.

Figura 83 – Representação do circuito elétrico no sensor wire-mesh. Adaptado de [Peña \(2015\)](#).

C_a e C_b são constantes determinadas pela calibração do sistema com uma substância de baixa e outra de alta permissividade, o valor dessas constantes em cada ponto de cruzamento é definido como:

$$C_a(i, j) = \frac{2(V_H(i, j) - V_L(i, j))}{\ln(f^2 \kappa_0^2 \kappa_H^2 + \sigma_H^2) - (f^2 \kappa_0^2 \kappa_L^2 + \sigma_L^2)} \quad (C.3)$$

$$C_b(i, j) = \frac{V_L(i, j) \ln\left(\kappa_H^2 + \frac{\sigma_H^2}{f^2 \kappa_0^2}\right) - V_H(i, j) \ln\left(\kappa_L^2 + \frac{\sigma_L^2}{f^2 \kappa_0^2}\right)}{\ln(f^2 \kappa_0^2 \kappa_H^2 + \sigma_H^2) - (f^2 \kappa_0^2 \kappa_L^2 + \sigma_L^2)} \quad (C.4)$$

$V_H(i, j)$ e $V_L(i, j)$ são os valores médio de tensão em cada ponto de cruzamento durante a calibração com os fluidos de alta e baixa permissividades respectivamente.

Logo, substituindo as equações C.3 e C.4 na equação C.2, o valor de $|\hat{\kappa}_x|$ pode ser determinado:

$$|\hat{\kappa}_x(i, j, t)| = \exp\left[\frac{V_x(i, j, t) - C_b(i, j)}{C_a(i, j)}\right] \quad (C.5)$$

Uma vez que a permissividade ($\hat{\kappa}_x$) é definida, um modelo que relaciona a fração de óleo com dita permissividade pode ser escolhido. Uma compilação desses modelos pode ser encontrada em ([PEÑA; RODRIGUEZ, 2015](#)). Nesse trabalho, o modelo paralelo foi o que melhor se adequou ao escoamento estudado (eq. C.6).

$$\epsilon_o = \frac{\hat{\kappa}_w - \hat{\kappa}_x}{\hat{\kappa}_w - \hat{\kappa}_o} \quad (C.6)$$

ϵ_o é a fração volumétrica local de óleo, enquanto $\hat{\kappa}_w$ e $\hat{\kappa}_o$ são a permissividade de água e óleo. Com esses dados, a distribuição média temporal de óleo e a fração total de

óleo em uma seção são definidas como:

$$\bar{\epsilon}_o(i, j) = \frac{1}{n_{max}} \sum_{n=1}^{n_{max}} \epsilon_o(i, j, n) \quad (C.7)$$

$$\bar{\epsilon}_{o,t} = \sum_{i=1}^{i_{max}} \sum_{j=1}^{j_{max}} w(i, j) \bar{\epsilon}_o(i, j) \quad (C.8)$$

onde n_{max} é o total de medidas, i_{max} é o total de fios transmissores, j_{max} é o total de fios receptores e $w(i, j)$ são os coeficientes de peso que consideram a área em torno do ponto (i, j) .

APÊNDICE D – CÓDIGO DO OPENFOAM

Nessa seção são apresentados os arquivos de texto utilizados para definir as condições de contorno, propriedades dos fluidos, métodos de discretização e configuração do solver, todos no ambiente do OpenFOAM.

D.0.1 Simulação utilizando o método RANS

A figura 84 mostra a estrutura de um caso utilizando o OpenFOAM. Especificamente, os arquivos descritos na imagem levam em consideração as simulações RANS usando o modelo de turbulência $k - \omega$ SST desenvolvidas ao longo desse trabalho.

Figura 84 – Estrutura de arquivos das simulações RANS usando OpenFOAM. Setas indicam diretórios e círculos indicam arquivos.

Dentro do diretório principal existem 3 sub-diretórios: system, constant e diretório de tempo ("0" para o instante inicial). Os arquivos presentes no sub-diretório "system" são responsáveis por toda a configuração numérica da simulação:

- controlDict: apresenta parâmetros de controle da simulação, como a definição do solver, passo temporal, instante inicial e final, etc;

- fvSchemes: define como cada um dos termos das equações constitutivas é discretizado;
- fvSolution: determina configurações do *solver* utilizado;
- fvOptions: apresenta o código de termos fontes adicionados às equações constitutivas;
- decomposeParDict: define parâmetros da decomposição para o processamento paralelo.

Na pasta "constant" são apresentadas características dos fluidos e da malha utilizados:

- pasta polyMesh: apresenta todas as características geométricas da malha como posição dos vértices de uma célula, células vizinhas, definição de faces, etc.
- g: define a direção e intensidade da aceleração da gravidade;
- transportProperties: determina as características físicas dos fluidos utilizados;
- turbulenceProperties: define o modelo de turbulência usado e parâmetros de configuração do mesmo.

Por fim, no diretório de tempo são apresentadas as condições de contorno e a distribuição dos campos avaliados (no instante "0" isso é equivalente às condições iniciais):

- U: condições de contorno e iniciais para a velocidade;
- p_rgh: condições de contorno e iniciais para a pressão (considerando o termo estático);
- alpha.water: condições de contorno e iniciais para a fração de água;
- nut: condições de contorno e iniciais para a viscosidade turbulenta;
- k: condições de contorno e iniciais para a energia cinética turbulenta;
- omega: condições de contorno e iniciais para a dissipação específica de energia cinética turbulenta.

Cada um dos arquivos descritos são apresentados a seguir, para a simulação com velocidades superficiais $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$ e $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$.

D.0.2 system/controlDict

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version: plus
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.com
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
/*-----*- C++ -*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        dictionary;
    location     "system";
    object       controlDict;
}
// *****

application      interIsoFoam;

startFrom        latestTime;

startTime        0;

stopAt           endTime;

endTime          500;

deltaT           0.001;

writeControl     adjustableRunTime;

writeInterval    0.1;

purgeWrite       0;

writeFormat      ascii;

writePrecision   6;

writeCompression on;

timeFormat       general;

timePrecision    6;

runTimeModifiable yes;

adjustTimeStep   yes;

maxCo            0.5;

```

```
maxAlphaCo      0.5;
```

```
maxDeltaT       0.01;
```

```
// ***** //
```

D.0.3 system/fvSchemes

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version:  2.4.0
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
/*-----*- C++ -*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        dictionary;
    location     "system";
    object       fvSchemes;
}
// *****

ddtSchemes
{
    default CrankNicolson 0.5;
}

gradSchemes
{
    default      Gauss linear;
}

divSchemes
{
    default      Gauss linear;
    div(rhoPhi,U) Gauss linearUpwindV grad(U);
    div(phi,alpha) Gauss vanLeer;
    div(phiRb,alpha) Gauss interfaceCompression;
    div(phi,k)      Gauss limitedLinear 1;
    div(phi,epsilon) Gauss limitedLinear 1;
    div(phi,omega)  Gauss limitedLinear 1;
    div(phi,R)      Gauss limitedLinear 1;
    div(R)           Gauss linear;
    div(phi,nuTilda) Gauss limitedLinear 1;
    div((muEff*dev(T(grad(U))))) Gauss linear;
}

laplacianSchemes
{
    default      Gauss linear corrected;
}

interpolationSchemes
{
    default      linear;
}

```

```
}

snGradSchemes
{
    default            corrected;
}

fluxRequired
{
    default            no;
    p_rgh;
    pcorr;
    alpha.water;
}

wallDist
{
    method meshWave;
}

// ***** //
```

D.0.4 system/fvSolution

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \  /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \  /  O peration  | Version:  2.4.0
|  \ \  /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \  /  M anipulation|
|-----|
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        dictionary;
    location     "system";
    object       fvSolution;
}
// *****

solvers
{
    "alpha.water.*"
    {
        isoFaceTol      1e-6;
        surfCellTol     1e-6;
        nAlphaBounds    3;
        snapTol         1e-12;
        clip             true;

        nAlphaSubCycles 5;
        cAlpha           1;
    }

    pcorr
    {
        solver          PCG;
        preconditioner   DIC;
        tolerance        1e-8;
        relTol           0;
        maxIter          5000;
    }

    pcorrFinal
    {
        $pcorr;
        tolerance        1e-8;
        relTol           0;
        maxIter          10000;
    }

    p_rgh

```

```
{
    solver          GAMG;
    tolerance        1e-07; //1e-08
    relTol           0.01;
    smoother         DIC;
    nPreSweeps       0;
    nPostSweeps      2;
    nFinestSweeps    2;
    cacheAgglomeration false;
    nCellsInCoarsestLevel 256; //20;
    agglomerator      faceAreaPair;
    mergeLevels       1;
    maxIter           10000;
}

p_rghFinal
{
    $p_rgh;
    tolerance        1e-6;
    relTol           0;
    maxIter           10000;
}

"(U|k|epsilon|omega)"
{
    solver          smoothSolver;
    smoother         GaussSeidel;
    tolerance        1e-08;
    relTol           0;
    minIter          2;
}

"(U|k|epsilon|omega)Final"
{
    $U;
    relTol           0;
    minIter          2;
}
}

PIMPLE
{
    momentumPredictor yes;
    nOuterCorrectors  1;
    nCorrectors        8;
    nNonOrthogonalCorrectors 0;
    pRefCell 0;
    pRefValue 0;
}
```

D.0.5 system/fvOptions

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version: 2.3.0
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
/*-----*- C++ -*-----*/

FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        dictionary;
    location     "system";
    object       fvOptions;
}
// *****

dissipationSource
{
    type          scalarCodedSource;
    active        true;
    selectionMode  all;
    redirectType  sourceTime;

    name          scalarCodedSource;

    scalarCodedSourceCoeffs
    {
        fields      (omega);
        selectionMode  all;
        name        omegaSource;

        codeInclude
        #{
            #include "fvCFD.H"
        };

        codeCorrect
        #{
            Pout<< "***codeCorrect***" << endl;
        };

        codeAddSup
        #{
            const vectorField& C = mesh().C();
            const volScalarField& alpha_ =
mesh().lookupObject<volScalarField>("alpha.water");
            const volScalarField& grad_alpha_ = mag(fvc::grad(alpha_)); //calcula a
magnitude do gradiente de alpha em cada célula
            scalar B_ = 0.0;

```

```

    forAll(grad_alpha_,gI) //Acha o maior valor de gradiente de alpha em toda a
malha
    {
        if(grad_alpha_[gI]>B_)
        {
            B_ = grad_alpha_[gI];
        }
    }

    scalarField& omegaSource = eqn.source();
    scalar deltan = 0.05; //parâmetro relacionado à malha (segundo o estudo
pode ser constante)
    scalar betA_ = 0.075; //Beta no modelo k-Omega

    forAll(C,i)
    {
        scalar A_ = grad_alpha_[i]/B_; //Garante que o termo fonte só vai agir
na interface
        scalar rho_ = alpha_[i]*997+(1-alpha_[i])*883;
        scalar mu_ = alpha_[i]*8.83e-07+(1-alpha_[i])*2.26e-04;
        omegaSource[i] -=
A_*alpha_[i]*rho_*betA_*pow(mu_/(betA_*deltan*deltan),2);
    }

    #};

    codeSetValue
    #{
        Pout<< "***codeSetValue**" << endl;
    #};

    // Dummy entry. Make dependent on above to trigger recompilation
    code
    #{
        $codeInclude
        $codeCorrect
        $codeAddSup
        $codeSetValue
    #};
}

sourceTimeCoeffs
{
    selectionMode    all;
    // Dummy entry
}

}

// *****

```


D.0.6 system/decomposeParDict

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version: plus
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.com
|  \ \ /  M anipulation|
/*-----*-*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        dictionary;
    location     "system";
    object       decomposeParDict;
}
// *****

    numberOfSubdomains 10;
    method scotch;

// *****

```

D.0.7 constant/g

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version: 2.4.0
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
/*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        uniformDimensionedVectorField;
    location     "constant";
    object       g;
}
// *****

dimensions      [0 1 -2 0 0 0 0];
value           (0 -9.81 0);

// *****

```

D.0.8 constant/transportProperties

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version:  2.4.0
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
/*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        dictionary;
    location     "constant";
    object       transportProperties;
}
// *****

phases (water oil);

water
{
    transportModel Newtonian;
    nu              nu [0 2 -1 0 0 0 0] 8.83e-07;
    rho            rho [1 -3 0 0 0 0 0] 997;
}
oil
{
    transportModel Newtonian;
    nu              nu [0 2 -1 0 0 0 0] 2.85e-04;
    rho            rho [1 -3 0 0 0 0 0] 883;
}

sigma          sigma [1 0 -2 0 0 0 0] 0.0328;

// *****

```

D.0.9 constant/turbulenceProperties

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version:  4.1
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
/*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        dictionary;
    location     "constant";
    object       turbulenceProperties;
}
// *****

simulationType  RAS;

RAS
{
    RASModel      kOmegaSST;

    turbulence    on;

    printCoeffs   on;
}

// *****

```

D.0.10 $\mathbf{0/U}$

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version: 5.x
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
/*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        volVectorField;
    location     "0";
    object       U;
}
// ***** //

dimensions      [0 1 -1 0 0 0];

internalField   uniform (0 0 0);

boundaryField
{
    GEOM
    {
        type      fixedValue;
        value      uniform (0 0 0);
    }
    INLET_S
    {
        type      fixedValue;
        value      uniform (0.03 0 0);
    }
    INLET_I
    {
        type      fixedValue;
        value      uniform (0.25 0 0);
    }
    OUTLET
    {
        type      pressureInletOutletVelocity;
        value      uniform (0 0 0);
    }
}

// ***** //

```

D.0.11 0/p_rgh

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version: 5.x
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        volScalarField;
    location     "0";
    object       p_rgh;
}
// *****

dimensions      [1 -1 -2 0 0 0 0];

internalField   uniform 0;

boundaryField
{
    GEOM
    {
        type          fixedFluxPressure;
        gradient       uniform 0;
        value          uniform 0;
    }
    INLET_S
    {
        type          fixedFluxPressure;
        gradient       uniform 0;
        value          uniform 0;
    }
    INLET_I
    {
        type          fixedFluxPressure;
        gradient       uniform 0;
        value          uniform 0;
    }
    OUTLET
    {
        type          fixedValue;
        value          uniform 0;
    }
}

// *****

```

D.0.12 0/alpha.water

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \  /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \  /  O peration  | Version: 5.x
|  \ \  /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \  /  M anipulation|
|-----|
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        volScalarField;
    location     "0";
    object       alpha.water;
}
// *****

dimensions      [0 0 0 0 0 0 0];

internalField    uniform 1;

boundaryField
{
    GEOM
    {
        type            constantAlphaContactAngle;
        gradient         uniform 0;
        limit            none;
        theta0           30;
        value            uniform 0;
    }
    INLET_S
    {
        type            fixedValue;
        value           uniform 0;
    }
    INLET_I
    {
        type            fixedValue;
        value           uniform 1;
    }
    OUTLET
    {
        type            inletOutlet;
        inletValue       uniform 0;
        value            uniform 0;
    }
}

```

D.0.13 0/nut

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  /  O peration  | Version: 5.x
|  \ \ /  /  A nd        | Web: www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  /  M anipulation|
|-----|
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        volScalarField;
    location     "0";
    object       nut;
}
// *****

dimensions      [0 2 -1 0 0 0 0];

internalField    uniform 0;

boundaryField
{
    GEOM
    {
        type      nutUSpaldingWallFunction;
        value      uniform 0;
    }
    INLET_S
    {
        type      calculated;
        value      uniform 0;
    }
    INLET_I
    {
        type      calculated;
        value      uniform 0;
    }
    OUTLET
    {
        type      calculated;
        value      uniform 0;
    }
}

// *****

```


D.0.14 0/k

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version: 5.x
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
/*-----*- C++ -*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        volScalarField;
    location     "0";
    object       k;
}
// *****

dimensions      [0 2 -2 0 0 0 0];

internalField    uniform 1e-06;

boundaryField
{
    GEOM
    {
        type      fixedValue;
        value      uniform 1e-10;
    }
    INLET_S
    {
        type      fixedValue;
        value      uniform 1e-10;
    }
    INLET_I
    {
        type      fixedValue;
        value      uniform 2.1094e-05;
    }
    OUTLET
    {
        type      inletOutlet;
        inletValue uniform 1e-06;
        value      uniform 1e-06;
    }
}

// *****

```

D.0.15 Ω/ω

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version: 4.1
|  \ \ /  A nd        | Web: www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        volScalarField;
    object       omega;
}
// *****

dimensions      [0 0 -1 0 0 0];

internalField    uniform 1;

boundaryField
{
    INLET_S
    {
        type      fixedValue;
        value      uniform 0;
    }

    INLET_I
    {
        type      fixedValue;
        value      uniform 2.5831;
    }

    OUTLET
    {
        type      inletOutlet;
        inletValue $internalField;
        value      $internalField;
    }

    GEOM
    {
        type      omegaWallFunction;
        value      $internalField;
    }
}

// *****

```

A estrutura das simulações com LES é bastante parecida com a apresentada anteriormente, como pode ser notado na figura 85. As principais diferenças se dão nas condições de contorno e na configuração do modelo de turbulência, logo, só esses arquivos são apresentados a seguir.

- Case
 - System
 - controlDict
 - fvSchemes
 - fvSolution
 - decomposeParDict
 - Constant
 - polyMesh
 - fvOptions
 - g
 - transportProperties
 - turbulenceProperties
 - Diretório de tempo
 - U
 - p_rgh
 - alpha.water
 - nut

Figura 85 – Estrutura de arquivos das simulações LES usando OpenFOAM. Setas indicam diretórios e círculos indicam arquivos.

D.0.16 constant/turbulenceProperties

```

/*-----*- C++ -*-----*\
=====
\\      / F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
\\      / O peration  | Website:  https://openfoam.org
\\      / A nd        | Version:  6
\\      / M anipulation|
\*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        dictionary;
    location     "constant";
    object       turbulenceProperties;
}
// *****

simulationType LES;

LES
{
    LESModel      WALE;

    turbulence     on;

    printCoeffs   on;

    delta         cubeRootVol;

    cubeRootVolCoeffs
    {
        deltaCoeff      1;
    }
}

// *****

```

D.0.17 constant/fvOptions

```

/*-----*- C++ -*-----*\
=====
\\      / F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
\\      / O peration  | Website: https://openfoam.org
\\      / A nd        | Version: 6
\\      / M anipulation|
\*-----*\
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        dictionary;
    location     "constant";
    object       fvOptions;
}
// *****

momentumSource
{
    type          meanVelocityForce;

    selectionMode all;

    fields        (U);
    Ubar          (0.14 0 0);
}

// *****

```

D.0.18 0/U

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  O peration  | Version: 4.1
|  \ \ /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  M anipulation|
|-----|
/*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        volVectorField;
    location     "0";
    object       U;
}
// *****

dimensions      [0 1 -1 0 0 0 0];

internalField    uniform (0 0 0);

boundaryField
{
    GEOM
    {
        type      fixedValue;
        value      uniform (0 0 0);
    }

    cyc_half0
    {
        type      cyclic;
    }

    cyc_half1
    {
        type      cyclic;
    }
}

// *****

```

D.0.19 0/p_rgh

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  /  O peration  | Version:  2.4.0
|  \ \ /  /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  /  M anipulation|
/*-----*- C++ -*-----*/

FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        volScalarField;
    object       p_rgh;
}
// *****

dimensions      [1 -1 -2 0 0 0 0];

internalField   uniform 0;

boundaryField
{
    cyc_half0
    {
        type          cyclic;
    }

    cyc_half1
    {
        type          cyclic;
    }

    GEOM
    {
        type          fixedFluxPressure;
    }
}

// *****

```

D.0.20 0/alpha.water

```

/*-----*- C++ -*-----*/
|=====|
|  \ \ /  /  F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
|  \ \ /  /  O peration  | Version:  2.4.0
|  \ \ /  /  A nd        | Web:      www.OpenFOAM.org
|  \ \ /  /  M anipulation|
|-----|
/*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        volScalarField;
    object       alpha.water;
}
// *****

dimensions      [0 0 0 0 0 0];

internalField   uniform 0;

boundaryField
{
    cyc_half0
    {
        type          cyclic;
    }

    cyc_half1
    {
        type          cyclic;
    }

    GEOM
    {
        type          constantAlphaContactAngle;
        gradient       uniform 0;
        limit          none;
        theta0         30;
        value          uniform 0;
    }
}

// *****

```


D.0.21 0/nut

```

/*-----*- C++ -*-----*\
=====
\\      / F ield      | OpenFOAM: The Open Source CFD Toolbox
\\      / O peration  | Website: https://openfoam.org
\\      / A nd        | Version: 6
\\      / M anipulation|
\*-----*/
FoamFile
{
    version      2.0;
    format       ascii;
    class        volScalarField;
    object       nut;
}
// *****

dimensions      [0 2 -1 0 0 0 0];

internalField    uniform 1e-11;

boundaryField
{
    cyc_half0
    {
        type      cyclic;
    }

    cyc_half1
    {
        type      cyclic;
    }

    GEOM
    {
        type      zeroGradient;
    }
}

// *****

```


APÊNDICE E – DISTRIBUIÇÃO DE FASES

(a) $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,027 \text{ m/s}$

(b) $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,019 \text{ m/s}$

(c) $U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,019 \text{ m/s}$

Figura 86 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: CFD (mapa de cores à esquerda), modelo unidimensional (linha tracejada à esquerda) e WMS (mapa de cores à direita).

(i)

(ii)

(iii)

(a) $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$

(i)

(ii)

(iii)

(b) $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$

(i)

(ii)

(iii)

(c) $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$

$$(d) U_{os} = 0,039 \text{ m/s}; U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$$

$$(e) U_{os} = 0,081 \text{ m/s}; U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$$

$$(f) U_{os} = 0,099 \text{ m/s}; U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$$

Figura 87 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: (i)CFD usando RANS (mapa de cores) e modelo unidimensional (linha tracejada); (ii) CFD usando LES (mapa de cores) e modelo unidimensional (linha tracejada); (iii) WMS.

(a) $U_{os} = 0,015m/s$; $U_{ws} = 0,222m/s$

(b) $U_{os} = 0,015m/s$; $U_{ws} = 0,252m/s$

(c) $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,185m/s$

(d) $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,252m/s$

(e) $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$

(f) $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,166m/s$

(g) $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,185m/s$

Figura 88 – Comparação entre a distribuição média de fases na seção transversal calculadas por: (i)CFD usando LES (mapa de cores à esquerda); (ii) modelo unidimensional de [Rodriguez e Baldani \(2012\)](#) (linha tracejada cinza); (iii) Modelo unidimensional proposto (linha tracejada roxa); (iv) sensor *wire-mesh* (mapa de cores à direita).

(a) $U_{os} = 0,015m/s$; $U_{ws} = 0,027m/s$

(b) $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,019m/s$

Figura 89 – Imagem longitudinal com a distribuição das fases. De cima para baixo: fotografia obtida nos experimentos; simulação em CFD; reconstrução com medidas do WMS.

(a) $U_{os} = 0,015m/s$; $U_{ws} = 0,075m/s$

(b) $U_{os} = 0,015m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$

(c) $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,075m/s$

(d) $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$

(e) $U_{os} = 0,081 m/s$; $U_{ws} = 0,075 m/s$

(f) $U_{os} = 0,099 m/s$; $U_{ws} = 0,075 m/s$

Figura 90 – Distribuição de fases instantânea na seção longitudinal de cima para baixo: Fotografia do experimento; CFD RANS; CFD LES; Reconstrução a partir do WMS.

(a) $U_{os} = 0,015m/s$; $U_{ws} = 0,222m/s$

(b) $U_{os} = 0,015m/s$; $U_{ws} = 0,252m/s$

(c) $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,185m/s$

(d) $U_{os} = 0,039m/s$; $U_{ws} = 0,252m/s$

(e) $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,125m/s$

(f) $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,166m/s$

(g) $U_{os} = 0,081m/s$; $U_{ws} = 0,185m/s$

Figura 91 – Distribuição de fases instantânea na seção longitudinal de cima para baixo: Fotografia do experimento; CFD LES; Reconstrução a partir do WMS.

APÊNDICE F – CAMPO DE VELOCIDADES

(a) $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,027 \text{ m/s}$

(b) $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,019 \text{ m/s}$

(c) $U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,019 \text{ m/s}$

Figura 92 – Campo de velocidade na seção transversal e perfil de velocidade no plano médio longitudinal.

(a)

(b)

Figura 93 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,015m/s$ e $U_{ws} = 0,075m/s$: (a) Simulação RANS com modelo $k - \omega$ SST (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.

(a)

(b)

Figura 94 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,015m/s$ e $U_{ws} = 0,125m/s$: (a) Simulação RANS com modelo $k - \omega SST$ (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.

(a)

(b)

Figura 95 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,039m/s$ e $U_{ws} = 0,075m/s$: (a) Simulação RANS com modelo $k - \omega SST$ (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.

(a)

(b)

Figura 96 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,039m/s$ e $U_{ws} = 0,125m/s$: (a) Simulação RANS com modelo $k - \omega SST$ (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.

(a)

(b)

Figura 97 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,081m/s$ e $U_{ws} = 0,075m/s$: (a) Simulação RANS com modelo $k - \omega$ SST (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.

(a)

(b)

Figura 98 – Campo de velocidades ao longo da seção transversal para $U_{os} = 0,099m/s$ e $U_{ws} = 0,075m/s$: (a) Simulação RANS com modelo $k - \omega$ SST (b) Simulação LES com modelo WALE. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.

(a) $U_{os} = 0,015$ m/s; $U_{ws} = 0,222$ m/s

(b) $U_{os} = 0,015$ m/s; $U_{ws} = 0,252$ m/s

(c) $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,185 \text{ m/s}$

(d) $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,252 \text{ m/s}$

(e) $U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$

(f) $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,166 \text{ m/s}$

(g) $U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,185 \text{ m/s}$

Figura 99 – Campo de velocidades obtidos com CFD ao longo da seção transversal para padrão estratificado com mistura na interface. A figura superior esquerda é o campo médio, enquanto as demais imagens são campos instantâneos.

Figura 100 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$).

Figura 101 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$).

Figura 102 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$).

Figura 103 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$).

Figura 104 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$).

Figura 105 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,099 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$).

Figura 106 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,222 \text{ m/s}$).

Figura 107 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,252 \text{ m/s}$).

Figura 108 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,185 \text{ m/s}$).

Figura 109 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,252 \text{ m/s}$).

Figura 110 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$).

Figura 111 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,166 \text{ m/s}$).

Figura 112 – Perfil de velocidades na seção longitudinal central da tubulação dado por simulação LES - Velocidade média nos vales em preto e nos picos em azul. ($U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,185 \text{ m/s}$).

APÊNDICE G – ESCOAMENTO SECUNDÁRIO

(a) $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$

(b) $U_{os} = 0,015 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$

(c) $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$

(d) $U_{os} = 0,039 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,125 \text{ m/s}$

(e) $U_{os} = 0,081 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$

(f) $U_{os} = 0,099 \text{ m/s}$; $U_{ws} = 0,075 \text{ m/s}$

Figura 113 – Intensidade e linhas de corrente do escoamento secundário médio na seção transversal: simulação usando RANS acima e utilizando LES abaixo.