

UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ  
DEPARTAMENTO ACADÊMICO DE MECÂNICA  
CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA

RENAN DE BARROS MELLI

**AVALIAÇÃO DE UM MODELO ALGÉBRICO TÉRMICO PARA A  
SIMULAÇÃO DE ESCOAMENTOS BIFÁSICOS LÍQUIDO-GÁS EM  
GOLFADAS COM PREDIÇÃO DE MUDANÇA DE FASE E  
CORREÇÃO DE PROPRIEDADES FÍSICO-QUÍMICAS**

TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO  
(TCC 2)

CURITIBA

2016

**AVALIAÇÃO DE UM MODELO ALGÉBRICO TÉRMICO PARA A  
SIMULAÇÃO DE ESCOAMENTOS BIFÁSICOS LÍQUIDO-GÁS EM  
GOLFADAS COM PREDIÇÃO DE MUDANÇA DE FASE E  
CORREÇÃO DE PROPRIEDADES FÍSICO-QUÍMICAS**

Monografia apresentada à disciplina de Trabalho de Conclusão de Curso 2 do curso de Engenharia Mecânica da Universidade Tecnológica Federal do Paraná, como requisito para aprovação na disciplina.

Orientador: Prof. Dr. Rigoberto E. M. Morales

Co-orientador: Eng. M.Sc. Fausto A. Barbuto

CURITIBA

2016

## **TERMO DE ENCAMINHAMENTO**

Venho, por meio deste termo, encaminhar para apresentação da Monografia do Projeto de Pesquisa “Avaliação de um Modelo Algébrico Térmico para a Simulação de Escoamentos Bifásicos Líquido-Gás em Golfadas com Predição de Mudança de Fase e Correção de Propriedades Físico-Químicas”, realizada pelo aluno Renan de Barros Melli, como requisito de aprovação na disciplina de Trabalho de Conclusão de Curso 2 do curso de Engenharia Mecânica da Universidade Tecnológica Federal do Paraná.

Orientador: Prof. Dr. Rigoberto Eleazar Melgarejo Morales.

UTFPR - DAMEC

Curitiba, 05 de dezembro de 2016.

## **TERMO DE APROVAÇÃO**

Por meio deste termo, aprovamos a Monografia do Projeto de Pesquisa " Avaliação de um Modelo Algébrico Térmico para a Simulação de Escoamentos Bifásicos Líquido-Gás em Golfadas com Predição de Mudança de Fase e Correção de Propriedades Físico-Químicas", realizado pelo aluno Renan de Barros Melli, como requisito para aprovação na disciplina de Trabalho de Conclusão de Curso 2, do curso de Engenharia Mecânica da Universidade Tecnológica Federal do Paraná.

Prof. Dr. Rigoberto E. M. Morales

DAMEC, UTFPR

Orientador

Prof. Dr. Paulo H. D. dos Santos

DAMEC, UTFPR

Avaliador

Prof. Dr. Dalton Bertoldi

DAMEC, UTFPR

Avaliador

Curitiba, 05 de dezembro de 2016.

## **AGRADECIMENTOS**

Venho por meio desse agradecer à minha família pelo suporte e amor incondicional durante toda a minha vida. Sou grato ao apoio e carinho recebidos dos amigos que fiz nos anos de intercâmbio na *University of Central Oklahoma*, bem como pela colaboração dos companheiros de curso e professores durante o período de graduação na UTFPR. Aos amigos de longa data também retribuo aqui o suporte ímpar durante os últimos anos. Por fim, agradeço todos os ensinamentos, oportunidades concedidas e conhecimentos compartilhados pelo Professor Dr. Rigoberto E.M Morales, Fausto A. Barbuto e Cristiane Cozin ao longo de toda a minha graduação.

## RESUMO

A adequada modelagem dos escoamentos bifásicos líquido-gás em tubulações no regime de golfadas representa um desafio para diversos tipos de indústria, dentre elas destaca-se a petrolífera. Identificar esse padrão de escoamento e quantificar seus parâmetros característicos é de grande valia para engenheiros e projetistas, pois possibilita a realização de aprimoramentos no dimensionamento de equipamentos da linha de produção (separadores e bombas multifásicas, por exemplo). Nesse contexto, o NUEM/UTFPR desenvolveu um simulador para cálculo de gradientes termo-hidráulicos em escoamentos horizontais de misturas contendo óleo-água-ar, em regime de golfadas, com equilíbrio de fases e determinação das propriedades físico-químicas das mesmas. Nessa monografia avaliou-se a consistência e adequação ao domínio de aplicação do simulador, bem como testar correlações por ele utilizadas avaliando assim seu algoritmo. Esse trabalho se fez necessário pelo intuito de tornar o simulador, no futuro, uma ferramenta computacional confiável cuja aplicabilidade auxilie no crescimento de produção da indústria de petróleo e gás natural.

No trabalho desenvolvido notou-se que o NuemFlow é uma ferramenta computacional capaz de monitorar adequadamente a evolução das fases ao longo da tubulação no escoamento em golfadas, bem como predizer satisfatoriamente parâmetros como queda de pressão, velocidade de translação ( $U_T$ ) e temperatura. Em complemento constatou-se que, além de realizar a correção de propriedades físico-químicas do escoamento, o simulador estudado é sensível a variáveis de entrada como diâmetro da tubulação, velocidades superficiais das fases, pressão e temperatura inicial.

**Palavras-chave:** Escoamentos, bifásicos, golfadas, petróleo, gás.

## ABSTRACT

The correct modelling of the two-phase liquid-gas flow in pipes under slug flow pattern is a challenge to several industries, and the oil & gas companies stand out among them. Identifying this flow pattern and quantifying its characteristic parameters are nowadays one of the most important goals to be reached due to its importance to the work of engineers and designers alike. The knowledge of the aforementioned variables allows those professionals to hone the design of specific oil-gas equipment such as separators and multiphase pumps, for example. With those considerations in mind, the NUEM has developed a simulator – known as NuemFlow – which can monitor thermo-hydraulic gradients of oil-gas-water mixtures in horizontal pipes under slug flow pattern, and calculate their physical-chemical properties in these conditions. The main goal of this report is to evaluate the efficiency of the software in monitoring the main parameters of the slug flow under the conditions that this pattern occurs, as well as testing its equations in order to check the sanity of NuemFlow's algorithm. The development of this report is necessary so that, in the future, the aforementioned software may be turned into a computational tool whose use will hopefully help oil and gas companies to increase and optimize their production levels.

The developed report shows that NuemFlow is a computational tool that is able to monitoring the slug flow phases among the pipe as well as to predict flow parameter like pressure drop, transactional velocity ( $U_T$ ) and temperature. In complement it was verified that, besides of doing the physical-chemical properties correction while the slug flow happens, the simulator is sensitive to changes in entrance properties as pipe diameter, superficial velocity of the phases, final pressure and temperature.

**Key-words:** flow pattern, two-phase flow, slug flow, oil, gas.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1 - Padrões de escoamento bifásico líquido (branco) e gás (cinza) em tubulação horizontais. (Adaptado de: Medina, 2011).....	18
Figura 2.1- Mapa de fluxo dos principais padrões de escoamento bifásico líquido-gás. (Fonte: Shoham, 2006).....	23
Figura 2.2- Regiões características da célula unitária. (Fonte: Medina, 2011).....	24
Figura 2.3- Parâmetros característicos da célula unitária. (Fonte: Górski, 2008).....	25
Figura 3.1- Forças gravitacionais e tensões de atrito atuantes na célula unitária. (Fonte: Górski, 2008) .....	38
Figura 3.2- Representação de uma interface plana: a) escoamento horizontal / inclinado; b) escoamento vertical. (Fonte: Górski, 2008) .....	41
Figura 3.3 - Fluxograma explicativo da Etapa 1 do algoritmo. (Fonte: Górski, 2008)	44
Figura 3.4 - Fluxograma da Etapa 2 do algoritmo, onde PropA e PropB representam as propriedades calculadas ao longo do segmento A e B, respectivamente ( $J_G$ , $U_T$ , $R_{GB}$ , $L_S$ , $L_B$ e $\lambda_{unovo}$ ). (Fonte: Górski, 2008).....	45
Figura 3.5. Fixação dos componentes de transferência térmica no volume de controle considerado. ....	48
Figura 3.6 - Algoritmo do Modelo Térmico. ....	58
Figura 3.7 - Algoritmo do modelo hidrodinâmico e térmico operando em conjunto...	60
Figura 4.1 - Balanço de força nas regiões da célula unitária.....	63
Figura 4.2 - Queda de pressão comparativa entre Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990) – Discretização por célula unitária. ....	70
Figura 4.3 - Queda de pressão comparativa entre Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990) – Discretização Nodal. ....	71
Figura 4.4 - Queda de pressão comparativa entre Célula Unitária e Nodal - Rodrigues (2006). ....	72

Figura 4.5- Queda de pressão comparativa entre Unitcell e Nodal – Taitel e Barnea (1990).....	73
Figura 4.6 – Teste de Malha para a pressão utilizando os modelos de Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990). .....	76
Figura 4.7 – Teste de Malha para os comprimentos médios da bolha e do pistão, utilizando o modelo de Taitel e Barnea (1990).....	77
Figura 4.8 – Teste de Malha para os comprimentos médios da bolha e do pistão, utilizando o modelo de Rodrigues (2006).....	78
Figura 5.1 - Comparação entre resultados experimentais e numéricos para $U_T$ utilizando o modelo Rodrigues (2006).....	81
Figura 5.2 - Comparação entre resultados experimentais e numéricos para $P(z)$ utilizando o modelo Rodrigues (2006).....	82
Figura 5.3 - Comparações entre resultados experimentais e numéricos para $L_B$ e $L_s$ utilizando o modelo Rodrigues (2006).....	83
Figura 5.4 - Comparação entre resultados experimentais e numéricos para $U_T$ utilizando o modelo Taitel e Barnea (1990).....	85
Figura 5.5 - Comparação entre resultados experimentais e numéricos para $P(z)$ utilizando o modelo Taitel e Barnea (1990).....	85
Figura 5.6- Comparações entre resultados experimentais e numéricos para $L_B$ e $L_s$ utilizando o modelo Taitel e Barnea (1990).....	86
Figura 6.1 - Ensaio 1: Equilíbrio térmico para a abordagem black-oil. ....	91
Figura 6.2 - Ensaio 1: Equilíbrio térmico para a abordagem Composicional.....	92
Figura 6.3 - Ensaio 2: Equilíbrio térmico para as abordagens <i>black-oil</i> e Composicional.....	93
Figura 7.1 - Representação esquemática e foto da bancada experimental de Lima. (Adaptado: Lima, 2009).....	95
Figura 7.2 - Resultados térmicos considerando propriedades constantes no escoamento.....	97
Figura 7.3 - Resultados térmicos utilizando correlações <i>black-oil</i> no escoamento....	98

Figura 7.4- Resultados térmicos utilizando a abordagem composicional.....	100
Figura 8.1 - Queda de pressão ao longo das tubulações para a abordagem Composicional.....	103
Figura 8.2 - Comprimento da região da bolha ao longo das tubulações para a abordagem Composicional.....	104
Figura 8.3 - Temperatura ao longo das tubulações para o modelo Composicional.	105
Figura 8.4 - Queda de pressão ao longo das tubulações para o modelo <i>Black-Oil</i> .	106
Figura 8.5 - Comprimento da região da Bolha ao longo das tubulações para a abordagem <i>Black-Oil</i> .....	107
Figura 8.6 - Temperatura ao longo das tubulações para o modelo <i>Black-Oil</i> .....	108

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Variáveis para o cálculo da queda de pressão. (Fonte: Górski, 2008) ..	39
Tabela 3.2 - Relações geométricas para escoamentos horizontal / inclinado e vertical. (Fonte: Górski, 2008) .....	41
Tabela 3.3 - Relações constitutivas utilizadas no modelo hidrodinâmico. (Fonte, Górski 2008).....	42
Tabela 3.4 - Constantes C1, C2 e “m” para o cálculo de Nu. ....	53
Tabela 4.1 - Condições geométricas e propriedade das fases.....	62
Tabela 4.2 - Condições do escoamento.....	62
Tabela 4.3 - Equações para o cálculo da queda de pressão. ....	64
Tabela 4.4 - Correções realizadas no modelo.....	65
Tabela 4.5 - Valores das Constantes C0, C1, C2 e C3. (Adaptado: Rodrigues, 2006) .....	69
Tabela 4.6 - Critério de Parada utilizando o método nodal. ....	74
Tabela 4.7 - Critério de Parada utilizando o método célula unitária. ....	74
Tabela 5.1 – Ensaio da UNICAMP: Condições geométricas e propriedade das fases.....	79
Tabela 5.2 - Ensaio da UNICAMP: Condições de entrada do escoamento.....	80
Tabela 6.1 – Equilíbrio Térmico: Geometria e propriedade das fases.....	90
Tabela 6.2 - Equilíbrio Térmico: Condições de entrada do escoamento. ....	91
Tabela 7.1 - Parâmetros de entrada do simulador. ....	95
Tabela 8.1 - Frações molares do fluido simulado.....	101
Tabela 8.2 - Variáveis de entrada da simulação. ....	102
Tabela A.1 - Resultados para o teste Unitcell. ....	118
Tabela A.2 - Resultados para o teste Nodal.....	118
Tabela A.3 - Resultados para o teste Rodrigues (2006). ....	118
Tabela A.4 - Resultados para o teste Taitel e Barnea (1990).....	119

Tabela A.5 – Resultados comparativos do ensaio 1 Unicamp - Rodrigues (2006)..	119
Tabela A.6– Resultados comparativos do ensaio 2 Unicamp - Rodrigues (2006)...	119
Tabela A.7– Resultados comparativos do ensaio 3 Unicamp - Rodrigues (2006)...	119
Tabela A.8– Resultados comparativos do ensaio 4 Unicamp - Rodrigues (2006)...	120
Tabela A.9– Resultados comparativos do ensaio 5 Unicamp - Rodrigues (2006)...	120
Tabela A.10– Resultados comparativos do ensaio 6 Unicamp - Rodrigues (2006).	120
Tabela A.11– Resultados comparativos do ensaio 1 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).....	120
Tabela A.12– Resultados comparativos do ensaio 2 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).....	120
Tabela A.13– Resultados comparativos do ensaio 3 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).....	121
Tabela A.14– Resultados comparativos do ensaio 4 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).....	121
Tabela A.15– Resultados comparativos do ensaio 5 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).....	121
Tabela A.16– Resultados comparativos do ensaio 6 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).....	121
Tabela B.1 - Propriedades termo físicas dos fluídos utilizados nos casos simulados de Lima (2009).....	122
Tabela B.2 - Dados numéricos obtidos para o Equilíbrio Térmico – Rodrigues (2006) .....	123
Tabela B.3 - Dados numéricos obtidos para o Equilíbrio Térmico – Taitel e Barnea (1990).....	124
Tabela B.4 – Resultados comparativos para a temperatura de saída Lima (2009) – Rodrigues (2006) .....	125
Tabela B.5 – Resultados comparativos para a temperatura de saída Lima (2009) – Taitel e Barnea (1990).....	126

## LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E ACRÔNIMOS

### Letras Gregas

$\beta$	Fator de Intermitância;
$\gamma$	Inclinação do tubo;
$\rho$	Densidade;
$\tau$	Tensão de cisalhamento;
$\mu$	Viscosidade cinemática.

### Letras romanas:

D	Diâmetro do tubo;
freq.	Frequência da célula unitária;
Fr	Número de Froude;
g	Aceleração da gravidade;
h	Coefficiente convectivo;
J	Velocidade superficial;
L	Comprimento;
Nu	Número de Nusselt;
P	Pressão;
Pr	Número de Prandtl;
Q	Quantidade de Calor;
R	Resistência Térmica;
r	Raio;
$Re_k$	Número de Reynolds da fase k;
$R_k$	Fração volumétrica da fase k;
S	Perímetro;
T	Temperatura;
U	Velocidade;

## Subscritos

B	Região da bolha;
cond	Condução;
conv	Convecção;
ent	Entrada;
FC	<i>Forced Convection</i> ;
forc	Forçada;
G	Gás;
GB	Gás na região da bolha;
GS	Gás na região do pistão;
inf	Infinito;
K	<i>Conduction</i> ;
L	Líquido;
Mat	Material;
Nat	Natural;
NC	<i>Natural Convection</i> ;
LB	Líquido na região da bolha;
LS	Líquido na região do pistão;
S	Região do pistão de líquido;
B	Região da Bolha
Ref	Referência;
sai	Saída;
sup	Superfície;
T	Translação (velocidade);
t	Total.

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>17</b>
1.1	Objetivos	21
1.2	Justificativa	21
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>23</b>
2.1	Modelos Estacionários	26
2.2	Modelos Transientes	28
2.3	Modelos Térmicos	29
2.4	Modelos Black-Oil	32
<b>3</b>	<b>MODELAGEM MATEMÁTICA</b>	<b>36</b>
3.1	Metodologia hidrodinâmica de Górski (2008)	37
3.1.1	Relações geométricas e equações constitutivas hidrodinâmicas	40
3.1.2	Cálculo iterativo do método hidrodinâmico	42
3.2	Discretização do modelo Hidrodinâmico (Nodal e Célula unitária)	45
3.3	Modelo Térmico	46
3.3.1	Coeficiente de película convectivo natural para escoamento sobre um duto	51
3.3.2	Coeficiente de película convectivo forçado para escoamento sobre um duto	52
3.3.3	Coeficiente de película convectivo forçado para escoamentos no interior de tubulações	52
3.3.4	Resistência térmica equivalente para um duto de camadas múltiplas	53
3.3.5	Ponderação das propriedades físico-químicas	54
3.3.6	Convergência dos cálculos térmicos	55
3.4	Cálculo iterativo do modelo térmico	56
3.5	Acoplamento numérico do modelo hidrodinâmico e térmico	58
<b>4</b>	<b>AVALIAÇÃO DO MODELO HIDRODINÂMICO</b>	<b>61</b>
4.1	Utilização do Fator de Atrito	62
4.2	Frequência da Célula Unitária (freq.)	66
4.3	Velocidade do Líquido na Região da Bolha ( $U_{LB}$ )	67
4.4	Parâmetros para o Cálculo das Equações Constitutivas	68
4.5	Avaliação dos Modelos Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990)	69
4.6	Avaliação dos métodos de discretização Nodal e Célula Unitária	71
4.7	Avaliação dos Critérios de Parada	73
4.8	Teste de Malha Hidrodinâmico	75
<b>5</b>	<b>RESULTADOS DO MODELO HIDRODINÂMICO</b>	<b>79</b>
5.1	Resultados Hidrodinâmicos utilizando Rodrigues (2006)	80
5.2	Resultados Hidrodinâmicos utilizando Taitel e Barnea (1990)	84
<b>6</b>	<b>AVALIAÇÃO DO MODELO TÉRMICO</b>	<b>87</b>
6.1	Número de Nusselt - Convecção interna forçada ( $Nu$ )	88
6.2	Equilíbrio Térmico	89
6.3	Teste de Malha Térmico	93
<b>7</b>	<b>RESULTADOS DO MODELO TÉRMICO</b>	<b>94</b>
7.1	Resultados Térmicos utilizando propriedades constantes	96
7.2	Resultados Térmicos utilizando correlações Black-Oil	97

7.3	Resultados térmicos utilizando a abordagem composicional	99
8	RESULTADOS TERMO-HIDRODINÂMICOS DO NUEMFLOW	101
9	CONCLUSÃO	109
9.1	Limitações do NuemFlow	111
9.2	Sugestão para Trabalhos Futuros	112
	ANEXO A	118
	ANEXO B	122

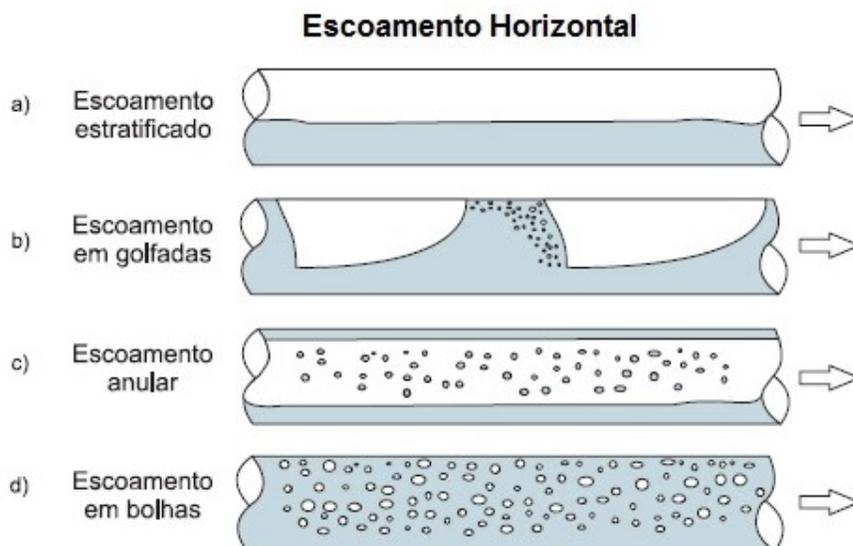
## 1 INTRODUÇÃO

Devido ao significativo crescimento na demanda mundial por recursos energéticos, fez-se necessário a descoberta de fontes alternativas de energia, bem como aprimoramentos para o aumento produtivo das já existentes. A fim de suportar essa crescente demanda, a indústria brasileira de petróleo e gás natural investe massivamente em pesquisas de tecnologia e inovação.

Somente entre os anos de 2012 e 2014 a Fundação Tecnologia da Petrobras injetou um montante de US\$ 3,4 bilhões de capital nesse cenário; valores esses que qualificam esta companhia como uma das maiores investidoras em P&D na área de energia no mundo (Petrobras, 2014). Dentre os setores de aprimoramento tecnológico da Petrobras, o de Exploração e Produção recebeu cerca de 60,7% do capital supracitado, mostrando assim a importância do processo de extração de petróleo.

Inserida neste contexto de P&D, destaca-se a identificação e o cálculo de parâmetros de escoamento bifásico líquido-gás, pois os mesmos são indispensáveis para o correto dimensionamento das tubulações e equipamentos presentes na linha de produção de petróleo em águas profundas.

A combinação de variáveis como velocidade superficial das fases, fração volumétrica das mesmas e a inclinação do duto são cruciais quando se trata de identificar a forma com que as porções líquida e gasosa se distribuem ao longo do escoamento. Essas configurações repetem-se intermitentemente no interior da tubulação e são ilustradas pela Figura 1.1. Nela quatro distribuições geométricas distintas são mostradas para o escoamento em dutos horizontais.



**Figura 1.1 - Padrões de escoamento bifásico líquido (branco) e gás (cinza) em tubulação horizontais. (Adaptado de: Medina, 2011)**

Não apenas por ser o padrão mais frequentemente encontrado nas linhas de extração, mas também por sua complexidade fenomenológica, a modelagem e o monitoramento do escoamento pistonado em golfadas (ou *slug flow*) apresentam-se como grandes desafios de engenharia. Logo, torna-se de grande valia identificar e quantificar seus fenômenos hidrodinâmicos e térmicos em conjunto, pois essa caracterização permite uma melhor compreensão de engenheiros e projetistas sobre o tema, tendo como resultado direto o aperfeiçoamento dos projetos de linhas de produção e equipamentos (como separadores, *slug catchers* e bombas multifásicas) e conseqüente crescimento da produtividade energética.

Um dos primeiros passos no estudo hidrodinâmico desse padrão específico de escoamento se deve a Wallis (1969) que introduziu o conceito de célula unitária. Essa célula é constituída pelo conjunto de duas regiões distintas (pistão e bolha) que se repetem sequencialmente ao longo do duto. Da utilização deste conceito surgiram modelos hidrodinâmicos estacionários que objetivavam calcular os principais parâmetros de escoamento por meio de equações governantes que eram resolvidas iterativamente. Para atingir seus objetivos, esses métodos admitiam que o escoamento em golfadas fosse periódico e, assim, suas propriedades poderiam ser extrapoladas a partir dos resultados calculados para uma única célula unitária. Desconsideravam-se, portanto, as interações entre células consecutivas.

Os avanços tecnológicos feitos na computação digital, bem como a crescente necessidade de modelar mais fielmente os fenômenos que englobavam o escoamento em golfadas, suportaram o anseio dos pesquisadores para adotar a transitoriedade do escoamento como hipótese. Assim iniciou-se o desenvolvimento de modelos transitórios para o escoamento em golfadas que, apesar do elevado custo computacional, permitem calcular parâmetros de escoamento em qualquer ponto do duto ao longo do espaço e do tempo (também levando em consideração as interações entre as células).

Com relação aos estudos da transferência de calor em escoamento bifásico, observou-se que grande parte da literatura é constituída por modelos empíricos que desconsideram tanto os padrões de escoamento, quanto mudanças de fase no cálculo das propriedades físico-químicas dos fluidos em escoamento. Assim, propriedades como calores específicos, viscosidade e densidade das fases são consideradas constantes ao longo do duto. No entanto, sabe-se que a adoção destas hipóteses influencia significativamente os resultados obtidos, distanciando-os da realidade (Shoham, 2006).

Adicionalmente, emergem as questões relativas às propriedades das fases e do equilíbrio líquido-vapor, efeitos estes que se inter-relacionam e são centrais na determinação dos gradientes termo-hidráulicos. As propriedades das fases exercem influência direta no cálculo do gradiente de pressão global, uma vez que parâmetros como a densidade e a viscosidade afetam o número de Reynolds, e conseqüentemente os gradientes de pressão.

Em escoamentos inclinados, a determinação da componente gravitacional do gradiente de pressão está diretamente ligada à densidade da fase líquida. No lado térmico do escoamento, densidade e viscosidade afetam os números adimensionais de Reynolds (como já mencionado), Prandtl, Grashof e Rayleigh, que estão estreitamente ligados ao cálculo do número de Nusselt e, por conseguinte, aos coeficientes de convecção natural e forçada que irão, em síntese, governar as trocas térmicas entre os fluidos em movimento e o meio externo através da parede da tubulação. Com a evolução do escoamento multifásico, mudam-se as condições de temperatura e pressão que, por sua vez, alteraram o cálculo das propriedades físico-químicas dos fluidos, evidenciando a inter-relação entre a determinação destas propriedades e o cálculo dos gradientes térmico e de pressão.

A determinação das propriedades das fases em movimento é simplificada quando se trata de fluidos monofásicos como, por exemplo, a água. Este não é o caso, todavia, dos fluidos produzidos de reservas de hidrocarbonetos fósseis, de altíssima e variável complexidade química. Atualmente, há dois tipos principais de abordagem para a obtenção destas propriedades. O primeiro é o enfoque *black-oil*, que busca correlacionar empiricamente as propriedades dos fluidos de difícil obtenção (razão de solubilidade, ponto de bolha, etc.) com algumas de suas propriedades macroscópicas de fácil medição em laboratório (tais como suas densidades, grau API, etc.). Este enfoque simplificado, que remonta à década de 40 do século passado e tem no trabalho pioneiro de Standing (1947) um importante marco, é ainda hoje utilizado por produzir expressões algébricas simplificadas para o cálculo das propriedades dos fluidos de reservatório.

No entanto, tais correlações empíricas exibem alta imprecisão nos resultados quando aplicadas a fluidos que não aqueles oriundos dos reservatórios para as quais foram especificamente desenvolvidas. Entre as correlações que mostram as piores representações das propriedades que objetivam prever incluem-se aquelas que determinam a viscosidade do líquido (óleo) – uma propriedade de extrema importância no cálculo dos gradientes termo-hidráulicos – e as para a determinação do ponto de bolha do óleo sub-saturado.

O enfoque composicional, por sua vez, busca obter através de equações de estado as propriedades dos fluidos produzidos pelo reservatório a diferentes pressões e temperaturas a partir da sua composição química global, obtida em laboratório. Este enfoque, mais preciso, requer de antemão a supracitada composição global da mistura multicomponente de hidrocarbonetos além de um esforço computacional maior, já que as equações de estado demandam cálculos bem mais complexos e usualmente iterativos. De forma geral, simuladores comerciais modernos leem e interpolam valores de tabelas de propriedades gerados por outros pacotes que, a partir da composição dos fluidos, geram tais tabelas a partir da composição global dos fluidos em escoamento.

Avaliar o desempenho e a aplicabilidade de uma metodologia, desenvolvida no NUEM, que une modelos termo-hidráulicos e composicionais, é o desafio a que se propõe este trabalho de conclusão de curso.

## 1.1 Objetivos

O objetivo do presente trabalho é avaliar um modelo algébrico implantado em um simulador desenvolvido pelo NUEM. Este é utilizado para a simulação de escoamentos bifásicos horizontais em regime de golfada, com cálculo dos gradientes hidráulico e térmico e equilíbrio de fases. Esta avaliação inclui testes abrangentes do algoritmo, verificando seus limites de aplicabilidade e sensibilidade, bem como possíveis falhas de implantação. Em linhas gerais, realizou-se:

- Revisão criteriosa do código computacional escrito em linguagem Fortran95, com orientação a objetos, de forma a nele encontrar possíveis pontos falhos, inconsistências ou erros.
- Realizou-se testes de avaliação do algoritmo propriamente dito que deve explorar os limites de aplicação da ferramenta e sensibilidade dos seus resultados em relação aos dados de entrada, dentro de intervalos pré-estabelecidos de variação destes últimos. Muitas dessas avaliações serão referenciadas em trabalhos empíricos ou, outrora, em casos fictícios. Tais aplicações possuem como intuito impor ao simulador condições próximas à realidade que ele será submetido em linhas de produção de petróleo e gás.
- Testou-se correlações para determinação de certos parâmetros da célula unitária que não são determinados de forma mecanicista, mas que não obstante influenciam o cálculo. São elas as correlações para o cálculo da frequência e da fração de líquido no pistão líquido.

Comparações entre resultados obtidos com as abordagens *black-oil* e composicional devem foram feitas para, pelo menos, um caso com alguns poucos parâmetros variando (p.ex., diâmetros e comprimentos de linha).

## 1.2 Justificativa

A existência de um algoritmo computacional que pode ser, no futuro, transformado num produto que dê visibilidade aos esforços de P&D do NUEM requer que este mesmo algoritmo seja testado em todo o seu domínio. Contudo, são conhecidas, por exemplo, instabilidades numéricas oriundas do modelo de bolha de

Taitel e Barnea (1990a), cuja fonte até o presente momento não foi devidamente identificada.

A influência da viscosidade da fase líquida nos resultados tendo as abordagens *black-oil* e composicional em contraposição ainda não foi analisada a contento. Ainda que estas simulações de teste sejam fictícias (i.e., puramente numéricas) elas deverão servir como base para a determinação dos limites de validade do algoritmo, estabelecendo pontos que devem ser melhorados ou modificados, dentro de um escopo que emprega um alto grau de empirismo na determinação de diversas propriedades.

O presente trabalho resultará na disponibilização de um algoritmo mais robusto e eficiente, a base de uma ferramenta computacional de utilidade para cálculos de engenharia cujo objetivo é sustentar futuros desenvolvimentos.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A grande complexidade dos fenômenos hidrodinâmicos que envolvem o cotidiano da extração e produção de petróleo tornaram a identificação, análise e interpretação das características comportamentais de escoamentos bifásicos primordiais (ao longo das últimas décadas) para os avanços tecnológicos obtidos nesse setor. O primeiro passo neste processo de desenvolvimento deu-se ao se identificar as diferentes distribuições espaciais com as quais as fases líquidas e gasosas acomodavam-se no interior do duto. Observou-se que estas distribuições espaciais ocorriam em condições operacionais diversas, o que tornou possível classificá-las. A Figura 2.1 identifica tais padrões de escoamento em função das suas respectivas velocidades superficiais de gás e líquido.

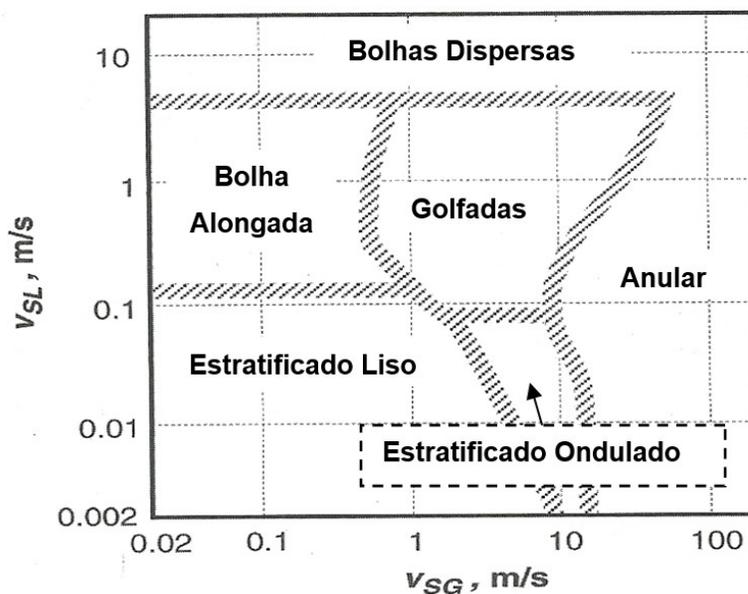
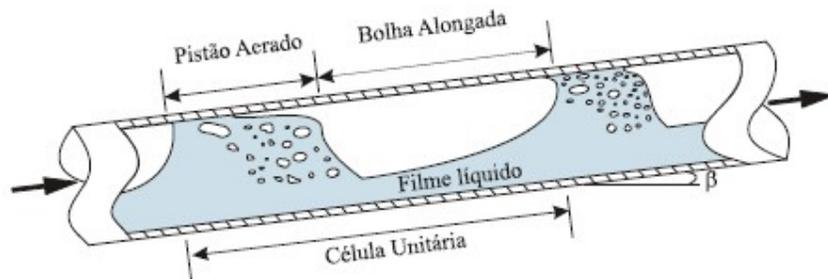


Figura 2.1- Mapa de fluxo dos principais padrões de escoamento bifásico líquido-gás. (Fonte: Shoham, 2006)

Por ser um dos padrões mais recorrentes nas linhas de produção de petróleo, a caracterização e o cálculo de parâmetros que regem o comportamento fenomenológico do escoamento em golfadas se tornaram um grande desafio para engenheiros e pesquisadores da indústria petrolífera.

Dentro desse contexto, em 1969 Wallis definiu o conceito de célula unitária como sendo uma estrutura caracterizada pelo conjunto de duas regiões distintas que se repetem sequencialmente ao longo do duto, sendo elas:

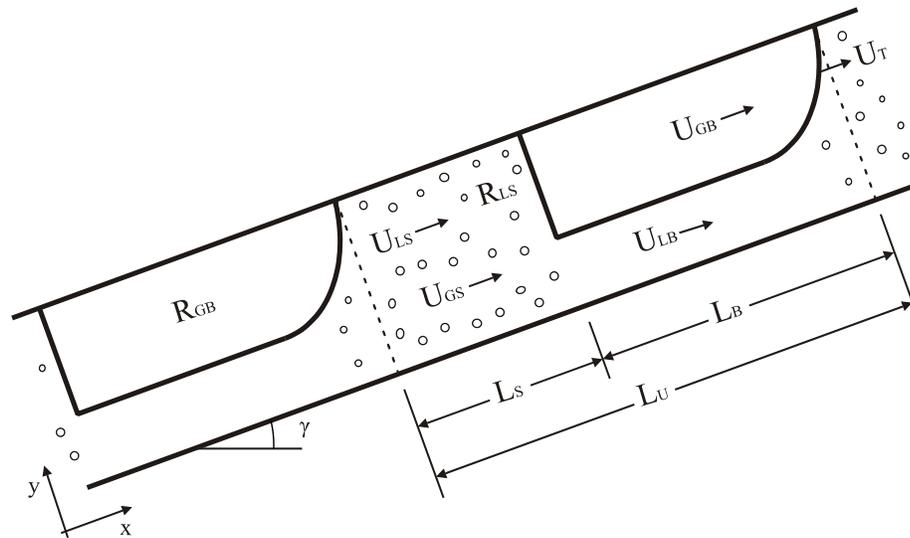
- Região da Bolha Alongada: Identificada por uma longa bolha de gás localizada na parte superior de dutos horizontais, ou simetricamente centralizada em dutos verticais. Esta região ainda apresenta uma película (ou filme) líquida posicionada perifericamente à bolha.
- Região do Pistão: Seção com grande concentração de líquido, com pequenas bolhas dispersas em seu interior, que se localiza entre duas bolhas alongadas consecutivas.



**Figura 2.2- Regiões características da célula unitária. (Fonte: Medina, 2011)**

A Figura 2.2 mostra as regiões características do padrão em golfadas descritas acima. A hipótese de Wallis afirma que uma vez identificadas e definidas as características de uma célula unitária, todas as outras células podem ser previstas a partir desta.

Posteriormente à introdução do conceito de célula unitária, pesquisadores estudaram os comportamentos e interações que a célula assume sob condições específicas de vazão das fases e inclinações. Na Figura 2.3 caracterizam-se os principais parâmetros que regem o escoamento em golfadas nessas situações.



**Figura 2.3- Parâmetros característicos da célula unitária. (Fonte: Górski, 2008)**

As variáveis são identificadas de acordo com a região e fase que lhes são características. Essa identificação se dá por meio da associação de duas letras, “S” (*slug* ou região do pistão) e “B” (*bubble* ou região da bolha), bem como “L” (*liquid phase*) e “G” (*gas phase*), respectivamente. Assim, as propriedades do escoamento são facilmente discriminadas como, por exemplo,  $L_S$  e  $L_B$  que são, respectivamente, os comprimentos do pistão e da bolha. Logo, se identificam:

- $U_T$ : Velocidade de translação da bolha de gás da região da bolha;
- $U_{GB}$  e  $U_{LB}$ : Velocidades superficiais do gás e do líquido na região da bolha, respectivamente;
- $U_{GS}$  e  $U_{LS}$ : Velocidades superficiais do gás e do líquido na região do pistão, respectivamente;
- $R_{LS}$  e  $R_{GB}$ : Fração de líquido na região do pistão e de gás na região da bolha, respectivamente;
- $L_U$ : Comprimento da célula unitária;
- $\gamma$ : Inclinação da tubulação.

Vários modelos algébricos surgiram ao longo do tempo com o intuito de determinar e monitorar esses parâmetros do escoamento em golfadas com maior fidelidade aos escoamentos reais. Atualmente, os modelos criados são classificados

como estacionários ou transientes. O primeiro desconsidera os efeitos do tempo sobre as variáveis do escoamento, quantificando-as por meio de um sistema de equação solucionadas em função da posição. Já o segundo considera o escoamento intermitente ao longo do espaço e do tempo, ou seja, todas as bolhas e pistões que passam por um referencial fixo apresentam comprimentos, velocidades e frações diferentes independentemente das condições de entrada na tubulação (Rodrigues, 2006). A seguir se realizará uma breve descrição dos principais modelos que se encontram na literatura e se enquadram nessas classificações.

## 2.1 Modelos Estacionários

Um dos primeiros modelos hidrodinâmicos para o escoamento horizontal em golfadas foi desenvolvido por Dukler e Hubbard (1975). Assumindo que a pressão é linear ao longo do pistão e a ausência de gradiente de pressão ao longo da bolha, aplicaram-se as equações de conservação da massa e da quantidade de movimento para quantificar os comprimentos e velocidades das regiões do pistão e da bolha, altura do filme líquido e, por fim, determinar a queda de pressão do sistema. Posteriormente, Fernandes *et al* (1983) consideraram efeitos de empuxo e criaram um modelo para escoamentos verticais.

Mais tarde, Taitel e Barnea (1990a) desenvolveram um dos modelos estacionários mais completos para a quantificação dos parâmetros hidrodinâmicos do escoamento em golfadas. Destacando-se por ser uma abordagem genérica que contempla todas as inclinações de tubulação, bem como por considerar a variação da altura do filme líquido na região da bolha ( $H_{LB}$ ). Esse modelo é considerado pioneiro no gênero. Aplicando as equações de quantidade de movimento para o líquido e bolha de gás, os autores obtiveram as seguintes equações:

$$\rho_L V_{LB} \frac{dV_{LB}}{dz} = -\frac{dP}{dz} + \frac{\tau_{LB} S_{LB}}{A_{LB}} - \frac{\tau_i S_i}{A_{LB}} + \rho_L g \cdot \sin(\gamma) - \rho_L g \cdot \cos(\gamma) \frac{dH_{LB}}{dz} \quad (2.1)$$

$$\rho_G V_{GB} \frac{dV_{GB}}{dz} = -\frac{dP}{dz} + \frac{\tau_{GB} S_{GB}}{A_{GB}} + \frac{\tau_i S_i}{A_{GB}} + \rho_G g \cdot \sin(\gamma) - \rho_G g \cdot \cos(\gamma) \frac{dH_{LB}}{dz} \quad (2.2)$$

Igualando-se os gradientes de pressão dos balanços anteriores, obteve-se uma equação diferencial que delimita o formato da bolha de gás, dado pela altura de filme  $H_{LB}(z)$  em qualquer posição  $z$  do duto, como segue:

$$\frac{dH_{LB}}{dz} = \frac{\frac{\tau_{LB}S_{LB}}{A_{LB}} - \frac{\tau_{GB}S_{GB}}{A_{GB}} - \tau_i S_i \left( \frac{1}{A_{LB}} + \frac{1}{A_{GB}} \right) + (\rho_L - \rho_G)g \cdot \sin(\gamma)}{(\rho_L - \rho_G)g \cdot \cos(\gamma) - \rho_L \frac{V_{LB}^2}{R_{LB}} \frac{dR_{LB}}{dH_{LB}} - \rho_G \frac{V_{GB}^2}{R_{GB}} \frac{dR_{LB}}{dH_{LB}}} \quad (2.3)$$

A derivada da Equação (2.3) é de grande importância para o modelo de Taitel e Barnea(1990), pois é a partir dela que se delimita o perfil da bolha de gás. Para isso criou-se o método de parada, nele verificando-se iterativamente o sinal da derivada da altura do filme líquido ao longo do perfil da bolha ( $dh/dz$ ). Esse sinal, em condições ideais, deve iniciar com um valor negativo no nariz da bolha passando a ser zero ao longo de toda a parte plana do perfil da bolha. A partir do momento em que a derivada sofre uma alteração abrupta em seu valor o método considera que tal ponto é o término da região da bolha. Após esse processo, integra-se numericamente a Equação (2.3) para obter o comprimento da bolha em uma célula unitária. Assim pode-se calcular o valor médio de  $H_{LB}$  e a fração de gás da bolha ( $R_{GB}$ ) ao longo da tubulação. Apesar de sua consistência, essa modelagem ainda depende de equações de fechamento e correlações para que o sistema seja resolvido.

Mais recentemente, Górski (2008) verificou a validade de modelos existentes por meio de comparações entre os mesmos. Para isso o autor desenvolveu um algoritmo próprio que leva em conta a propagação da célula unitária ao longo do duto adotando algumas hipóteses, quais sejam:

- Escoamento estacionário e isotérmico;
- As bolhas não interagem entre si (não há coalescência);

De forma geral, os modelos estacionários constituem uma opção genérica e relativamente eficiente de monitoramento do padrão golfada de escoamento. Pode-se dizer, igualmente, que os resultados médios provenientes dessa abordagem condizem com as expectativas. Porém, o fato dessas metodologias não reproduzirem as irregularidades temporais do escoamento, as interações entre as bolhas (coalescência) e utilizarem de correlações para o fechamento do sistema de

equações, podem pesar negativamente contra a aplicabilidade desses modelos (Górski, 2008).

## 2.2 Modelos Transientes

Os avanços tecnológicos em computação digital, obtidos principalmente na década de 90, suportaram a necessidade de modelar mais fielmente os fenômenos que englobavam o escoamento em golfadas, marcando assim o início do desenvolvimento de modelos transitórios para o escoamento em golfadas. Esses modelos levam em consideração a intermitência do escoamento, ou seja, como os parâmetros hidrodinâmicos das regiões de pistão e bolha (que interagem entre si) variam ao longo da posição e do tempo. Dentro dessa classe de modelagem destacam-se três métodos:

- Modelo de dois fluidos;
- Modelo de deslizamento (*drift flux*);
- Modelo de seguimento de pistões (*slug tracking*).

Nesse contexto a abordagem de seguimento de pistão é notória pela utilização do conceito de célula unitária, assim como os modelos estacionários.

Taitel e Barnea (1993) introduziram um modelo *slug tracking* transiente no qual as fases líquida e gasosa foram consideradas incompressíveis, a região do pistão livre de bolhas (pistões não aerados), a fração de líquido no filme ( $R_{LB}$ ) constante e considerou-se a ocorrência de coalescência (fusão de duas regiões de bolha, formando assim uma nova célula). Devido a essas hipóteses, as velocidades da traseira e da dianteira da bolha tornavam-se iguais, de forma que os pistões pequenos tendiam a desaparecer. Zheng *et al.* (1994) estudaram a influência de leves mudanças da inclinação da tubulação na criação e extinção de pistões e bolhas no escoamento. Posteriormente, Taitel e Barnea (1998) aprimoraram o primeiro modelo por eles desenvolvido ao considerar a compressibilidade do gás. Como resultado, o novo modelo quantificava mudanças no tamanho das regiões gasosas devido à queda de pressão ao longo da linha.

Nydal e Banerjee (1995) foram responsáveis pela elaboração de um novo modelo de seguimento de bolha onde, apesar de considerar pistões não-aerados, a fração de líquido era considerada variável. Nessa modelagem vale salientar que o gás também foi considerado compressível. Nydal *et al.* (2003) complementaram o trabalho de Nydal e Banerjee propondo a aeração do pistão.

Grenier (1997) contribuiu para a evolução dos modelos *slug tracking* por meio de estudos que aprimoraram o método pelo qual a evolução dos comprimentos dos pistões ao longo do duto era calculada. Aprimorado, em seguida, por Franklin e Rosa (2004), esse modelo passou a considerar a fase gasosa como compressível e ideal, bem como constante a fração do líquido no filme.

Rodrigues (2006) desenvolveu um modelo onde o pistão foi considerado aerado e os termos de fluxo e variação da quantidade de movimento no filme foram inseridos, assim como a intermitência das células unitárias. Por fim, Rodrigues (2009) aprimorou seu modelo incluindo fenômenos de coalescência entre bolhas e atrito na região do filme.

Vale salientar que os modelos transientes, apesar da maior fidelidade à realidade que possuem em sua essência, têm a inconveniência do grande esforço computacional que deve ser utilizado. Assim, a complexidade fenomenológica e de programação computacional desses modelos e o tempo computacional para a obtenção dos resultados da simulação se tornam um ponto a ser levado em consideração quando da sua utilização.

### **2.3 Modelos Térmicos**

A revisão da literatura sobre modelos de transferência de calor em escoamentos bifásicos líquido-gás em padrão de golfadas revelou a presença de abordagens experimentais e numéricas. Esses estudos, em sua maioria tiveram como objetivo a determinação do coeficiente de troca térmica, o que os tornou um grande desafio devido à complexidade fenomenológica do problema. Devido a esse fato observou-se que os modelos desenvolvidos foram majoritariamente fundamentados pelo empirismo, o que restringe a aplicabilidade dos mesmos quando se comparam as condições que os autores elaboraram seus trabalhos com a realidade da indústria petrolífera.

Shoham (1982) *et al* apresentaram estudos experimentais de transferência de calor para o escoamento em golfadas em tubos horizontais. Nesse trabalho parâmetros térmicos elementares como temperaturas, fluxos térmicos e coeficientes de transferência de calor foram calculados. A partir da análise destes parâmetros concluiu-se que os mesmos variam no perímetro da parede do duto. Concomitantemente, Camargo (1991) desenvolveu análises empíricas sobre aspectos hidrodinâmicos e térmicos das golfadas. A partir da aquisição de coeficientes de transferência de calor de água e ar numa bancada experimental, um modelo mecanicista foi por ele proposto. Nesse modelo obtém-se uma expressão para o cálculo do coeficiente de transferência de calor com condições de contorno (temperatura e fluxo constante) definidas.

Deshpande *et al* (1991) apresentaram um estudo experimental sobre a diferença dos coeficientes de convecção das partes superior e inferior da tubulação para o escoamento horizontal em golfadas de água e ar. Desse trabalho concluiu-se que o coeficiente da parte inferior é sempre maior que o da parte superior, o que pode incidir em diferenças de temperatura de até 50 °C na periferia da tubulação. Posteriormente, Elperin e Fominykh (1995) desenvolveram um modelo matemático para a determinação dos coeficientes de transferência de massa e calor numa célula unitária que escoava ascendentemente num duto vertical. Dos resultados dessa abordagem concluiu-se que a camada limite térmica na traseira da bolha se desfaz, gerando assim uma alta taxa de transferência de calor.

Hetsroni *et al* (1998a) concluíram que a variação circunferencial do coeficiente de transferência de calor determina que na parte inferior não há dependência desse coeficiente em relação ao comprimento e a velocidade da bolha, bem como da frequência do escoamento. Já esses parâmetros têm, em conjunto com a velocidade superficial do líquido, influência majoritária na parte superior do coeficiente.

Sun *et al* (2003) mostraram a diferença significativa existente entre o coeficiente de transferência de calor com e sem evaporação por meio da análise de modelos hidrodinâmicos e térmicos desenvolvidos por outros autores. Assim, se concluiu nesse trabalho que o fenômeno da ebulição nucleada domina a transferência de calor na região superior do duto, e que a parte inferior é regida pela convecção forçada.

Zhang *et al* (2006) desenvolveram um modelo a partir de equações de conservação de energia em regime transitório e em volumes de controle infinitesimais com o objetivo de determinar o coeficiente de transferência de calor para padrões de escoamento bifásico distintos (entre eles o *slug flow*). Como principal resultado desse modelo obteve-se que o coeficiente de transferência de calor na interface entre fluidos é igual ao mesmo coeficiente da fase gasosa quando a diferença de temperaturas no filme não for muito grande. Concomitantemente Shoham (2006) desenvolveu um modelo numérico para a transferência de calor em regime de golfadas em dutos horizontais, dividindo a célula unitária em segmentos de cálculo e aplicando balanços de energia para cada região de cada célula do duto.

França *et al* (2008) elaboraram um modelo experimental para o cálculo da transferência de calor para o escoamento horizontal em golfadas a partir de parâmetros hidrodinâmicos da célula unitária. Lima (2009) realizou um estudo empírico relativo à transferência de calor em golfadas horizontais utilizando uma bancada similar, porém aprimorada em relação à Camargo (1991). Tantos os resultados monofásicos quanto bifásicos apresentados pelo autor mostraram melhorias em relação às respectivas literaturas precedentes.

Ghajar e Tang (2010) criaram uma nova correlação experimental para o cálculo do coeficiente de transferência térmico após concluírem, a partir de levantamentos feitos nos trabalhos dos cinquenta anos precedentes, que não existia uma correlação que apresentasse uma boa precisão desse parâmetro para todas as faixas de vazão. Na mesma época, Perea *et al* (2010) elaboraram, por meio de balanços de massa, quantidade de energia e momento, um modelo estacionário algébrico para simular termicamente e hidrodinamicamente o *slug flow*. Para tanto assumiu-se líquido incompressível e gás ideal, bem como a compressão do gás devido à pressão nas células unitárias propagadas ao longo do duto.

Em 2010, Medina *et al* desenvolveram um simulador para a determinação das características do escoamento, bem como para prever o perfil de temperaturas e o coeficiente de película ao longo da tubulação. Para isso as equações de conservação da massa, quantidade de movimento e energia foram necessárias para criar os modelos hidrodinâmico e térmico (que desconsideram a mudança de fase e troca de massa ou de energia entre as células unitárias). Posteriormente, em sua tese de mestrado, Medina (2011) aprimorou o modelo estacionário previamente

desenvolvido, tornando-o um modelo transiente de seguimento. Assim esse modelo é considerado um dos mais completos atualmente, pois considera fenômenos como transferência de massa e calor entre as células unitárias, bem como efeitos de coalescência no escoamento.

Bassani (2014) desenvolveu um modelo matemático estacionário para a simulação do escoamento bifásico em golfadas líquido-gás com transferência de calor em dutos horizontais. Para alcançar esse objetivo o autor realizou balanços de massa, quantidade de movimento e energia em volumes de controle englobando as diferentes regiões da célula unitária. Essa abordagem utiliza a temperatura da mistura como principal variável e ainda considera a troca de calor entre células vizinhas, fenômeno esse denominado *scooping* térmico.

## **2.4 Modelos *Black-Oil***

Todos os modelos citados na seção anterior – sem exceção – necessitam do prévio conhecimento das propriedades dos fluidos em escoamento para que possam ser empregados. Propriedades como viscosidades, densidades, tensões interfaciais, calor específico, entre outras, são peças essenciais em qualquer modelo termo-hidráulico. Seu papel, todavia, é por vezes relegado a um plano secundário já que o desenvolvimento destes modelos se apoia na imensa maioria dos casos em dados experimentais obtidos em condições controladas onde as propriedades dos fluidos usados no experimento não variam notavelmente, sendo neste caso a morfologia do escoamento o foco principal. Os próprios fluidos selecionados para estes experimentos tendem a ser os mais comuns e de fácil caracterização. Água, soluções de glicerina, nitrogênio, ar; são estes os tradicionalmente mais usados e cujas propriedades físico-químicas são amplamente conhecidas.

Os fluidos produzidos de reservas de petróleo e gás não possuem a mesma simplicidade química, contudo. São compostos por milhares de moléculas altamente complexas cujo peso e estrutura moleculares variam consideravelmente. Adicionalmente a este complicador, é notório que petróleos de regiões diferentes apresentem características distintas. A caracterização destes fluidos de reservatório, no entanto, ainda é imprescindível para o projeto e a operação de sistemas de transporte de óleo e gás. A questão é como fazê-lo da forma mais eficiente e

acurada possível, levando em conta a complexidade destes fluidos. Uma alternativa é a medição, em laboratório, das propriedades destes fluidos. A dinâmica veloz da operação em campo, onde as vazões de produção se alteram frequentemente e correntes de fluidos de diferentes características misturam-se durante a produção (e.g. em um *manifold* de produção), requer métodos que permitam estimar as propriedades dos fluidos de reservatório com relativa acuidade e em tempo hábil.

Os modelos *black-oil*, como previamente mencionado na introdução, são abordagens empíricas que objetivam prever as propriedades para fluidos produzidos do reservatório a partir de expressões empíricas que correlacionam propriedades macroscópicas dos fluidos de fácil obtenção às de difícil ou demorada obtenção. Assim, por exemplo, a partir da densidade relativa ao ar de um gás natural predizem-se sua temperatura e pressão críticas – propriedades físico-químicas que, de outra forma, demandariam um aparato laboratorial razoavelmente sofisticado para sua obtenção. Do ponto de vista computacional, os modelos ou correlações *black-oil* são de grande utilidade devido ao seu baixo custo, uma vez que se tratam de expressões algébricas relativamente simples que podem ser facilmente implantadas em um simulador computacional, dispensando cálculos complexos e/ou iterativos.

A contrapartida dos modelos *black-oil* é a sua imprecisão, que pode ser maior ou menor a depender da propriedade desejada. Algumas correlações deixam realmente a desejar em termos de precisão. Uma das razões para isto vem do fato que estas correlações são desenvolvidas para fluidos de províncias petrolíferas específicas, e a rigor não há compromisso em seu funcionamento para petróleos produzidos em outras regiões. No entanto os modelos *black-oil* constituem-se uma alternativa viável, e não raro a única, para a determinação de propriedades de hidrocarbonetos produzidos.

Standing (1947) foi um dos pioneiros na formulação de correlações empíricas *black-oil* em uma época em que o acesso a computadores por parte da comunidade de engenharia ainda não era uma realidade. Este pesquisador desenvolveu correlações para o ponto de bolha e para o fator de encolhimento do óleo a partir de um banco de dados contendo 105 registros experimentais de 22 campos da Califórnia.

Lasater (1958) desenvolveu uma correlação para o ponto de bolha de óleos crus a partir de 158 dados laboratoriais referentes a 137 províncias petrolíferas no Canadá, EUA e América Latina. Ele também propôs uma correlação para o peso molecular do óleo cru, umas das poucas existentes ainda nos dias de hoje.

Vasquez e Beggs (1980) propuseram correlações para a razão de solubilidade gás-óleo e o fator de encolhimento do óleo no ponto de bolha, usando o grau API do óleo e a densidade relativa do gás natural como parâmetros de correlação. Suas correlações estão entre as mais bem-sucedidas e usadas em simuladores comerciais e particulares. Deve-se a isto o fato destes pesquisadores terem usado cerca de 6000 registros de dados, obtidos a diversas pressões e temperaturas, de 600 amostras originárias de ambientes diversos de produção.

A partir da análise de 26 amostras de óleos diferentes do Mar do Norte, Glaso (1980) desenvolveu correlações para o ponto de bolha, além da razão de solubilidade e o fator de encolhimento do óleo no ponto de bolha para óleos saturados em gás. O autor argumentou que a natureza parafínica de certos óleos afeta o equilíbrio líquido-vapor de misturas contendo metano (Velarde, 1996). A temperatura, o grau API do óleo e a densidade do gás produzido são parâmetros usados para calcular as propriedades correlacionadas.

Al-Marhoun (1988) correlacionou o ponto de bolha, a razão de solubilidade gás-óleo e o fator de encolhimento no ponto de bolha à temperatura e densidades do óleo e do gás. Este pesquisador utilizou 69 amostras de fluidos de reservatórios do Oriente Médio no desenvolvimento de suas correlações empíricas.

Petrosky (1990) e Kartoatmodjo e Schmidt (1994) também desenvolveram correlações para o ponto de bolha, a razão de solubilidade gás-óleo e o fator de encolhimento de óleos crus. O primeiro utilizou 128 amostras de laboratório de fluidos do Golfo do México e regressão não-linear ao desenvolver sua correlação. Os segundos utilizaram 740 amostras (5392 pontos) e uma segunda base de dados com 998 registros.

Beal (1946), Glaso (1980) e Beggs e Robinson (1975) desenvolveram correlações para a determinação da viscosidade do óleo morto. Estes dois últimos, no mesmo trabalho, apresentaram correlações para o óleo saturado em gás. Deve-se observar que as correlações para as viscosidades do óleo, seja ele morto, saturado ou sub-saturado, não apresentam bons resultados se aplicadas para

fluidos diferentes daqueles para as quais estas correlações foram originalmente desenvolvidas.

Baseado em dados de 264 amostras de gás natural, Sutton (1985) apresentou correlações para determinar a pressão e a temperatura críticas do gás natural contendo apenas componentes de cadeia hidrocarbônica, isto é, sem impurezas como gases ácidos ( $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2\text{S}$ ) ou outros. Esta correlação funciona bastante bem (coeficiente de ajuste superior a 95%) e para ela foram propostos fatores de correção para incluir a presença dos gases ácidos. A pressão e temperatura críticas do gás natural são utilizadas no cálculo do fator de compressibilidade do gás através da correlação de Standing-Katz. Finalmente, Lee et al (1966) correlacionaram a viscosidade do gás natural com a sua densidade e temperatura.

Dado o estado da arte atual, o Núcleo de Escoamento Multifásico (NUEM) da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR) desenvolveu uma metodologia de cálculo, implantada em Fortran95, que opera um modelo termo-hidráulico e composicional em conjunto para o monitoramento do escoamento em golfadas com correção de propriedades físico-químicas. Nesse método todas as propriedades dos fluidos e a avaliação de mudança de fase são obtidas por correlações *black-oil* ou, no caso composicional, são extraídas do pacote comercial Multiflash®, adquirido pelo PPGEM da UTFPR e em plena utilização no âmbito do NUEM.

### 3 MODELAGEM MATEMÁTICA

Devido ao fato de cumprir com o objetivo de monitorar de forma concreta e relativamente eficiente o padrão golfada de escoamento, a metodologia estacionária de Górski (2008) foi utilizada pelo grupo de pesquisa NUEM no desenvolvimento do modelo termo-hidráulico. Por não extrapolar os resultados obtidos em uma única célula unitária para determinação da queda de pressão total no duto, bem como considerar a propagação da mesma ao longo de todo escoamento, os resultados médios apresentados pelo método são adequados para o monitoramento de parâmetros característicos do escoamento em golfadas. A fim de elucidar de uma maneira clara e genérica o método desenvolvido por Górski (2008), bem como o modelo térmico desenvolvido pelo NUEM, dividiu-se essa seção em três subseções, sendo elas:

- Metodologia hidrodinâmica de Górski (2008);
  - Relações geométricas e equações constitutivas hidrodinâmicas;
  - Cálculo iterativo do método hidrodinâmico.
- Modelo Térmico;
  - Coeficiente de película convectivo natural;
  - Coeficiente de película convectivo forçado;
  - Resistência equivalente do duto de camadas múltiplas;
  - Ponderação das propriedades físico-químicas;
  - Convergência de cálculos térmicos;
  - Cálculo iterativo do modelo térmico.
- Acoplamento numérico do modelo hidrodinâmico e térmico

Essa subdivisão se fez necessária para a melhor compreensão do simulador como um todo. Ela também segue a maneira com que a ferramenta foi elaborada, iniciando-se de um modelo hidrodinâmico já existente e partindo-se para uma modelagem térmica acoplada a esse.

### 3.1 Metodologia hidrodinâmica de Górski (2008)

Para a consolidação do método matemático objetivado por Górski (2008), foram inicialmente adotadas as seguintes hipóteses:

- Abordagem estacionária do escoamento;
- O escoamento é periódico na entrada do duto;
- As bolhas não interagem entre si (não há coalescência).

Partindo dessas considerações, aplicou-se o conceito de gradiente de pressão ( $\lambda$ ), Equação (3.1), devido à sua importância fundamental no fechamento do sistema de equações do modelo. Esse gradiente é definido pela razão diferencial da pressão (dP) em relação à posição (dz) ao longo do tubo.

$$\lambda = \frac{dP}{dz} \quad (3.1)$$

Como não é possível determinar numa única vez a queda de pressão de todo o duto, necessita-se adaptar o conceito anterior para uma célula unitária que se propaga ao longo da linha. Nessa aplicação específica a queda de pressão total da célula é dada pela soma das quedas de pressão em cada região característica do escoamento em golfadas. Assim o gradiente da Equação (3.1) assume a forma:

$$\lambda_u = \frac{\Delta P_{LS} + \Delta P_{LB}}{L_S + L_B} \quad (3.2)$$

A fim de determinar  $\Delta P_{LS}$  e  $\Delta P_{LB}$  o autor identificou, primeiramente, as principais forças e tensões atuantes nas regiões pistão e filme líquido, como mostra a Figura 3.1.

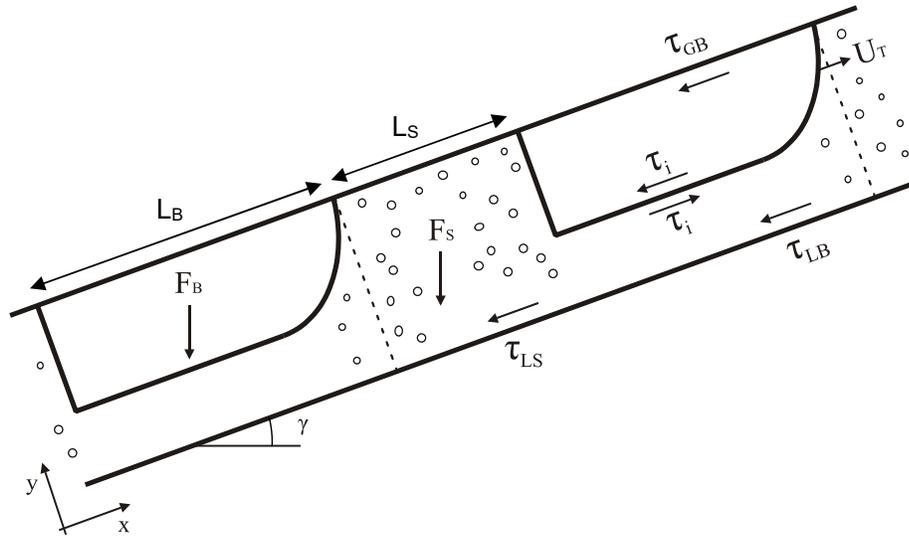


Figura 3.1- Forças gravitacionais e tensões de atrito atuantes na célula unitária. (Fonte: Górski, 2008)

$\gamma$  é a inclinação do duto,  $\tau_{LB}$ ,  $\tau_i$  e  $\tau_{GB}$  são as tensões de atrito entre o filme e a parede do duto, entre o filme e a bolha, e entre a bolha e a parede, respectivamente.  $F_S$  e  $F_B$  são as forças resultantes da ação da gravidade sobre as regiões do pistão e da bolha, respectivamente.

Estabelecendo volumes de controle nas duas regiões características da célula unitária e aplicando a conservação da quantidade movimento pôde-se equacionar as quedas de pressão  $\Delta P_{LS}$  e  $\Delta P_{LB}$ , como segue:

$$\begin{aligned} \Delta P_{LS} &= \rho_S g L_S \text{sen}(\gamma) + \pi \bar{\tau}_{LS} D \frac{L_S}{A} \\ \Delta P_{LB} &= \rho_B g L_B \text{sen}(\gamma) + \bar{\tau}_{LB} \bar{S}_{LB} \frac{L_B}{A} + \bar{\tau}_{GB} \bar{S}_{GB} \frac{L_B}{A} \end{aligned} \quad (3.3)$$

onde  $\rho_S$  e  $\rho_B$  são as densidades da mistura líquido-gás nas regiões do pistão e da bolha, respectivamente. O cálculo das tensões médias que constam na Equação (3.3) é resumido na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 - Variáveis para o cálculo da queda de pressão. (Fonte: Górski, 2008)

Tensões de atrito	$\tau_{LB} = f_{LB} (\rho_L  U_{LB}  U_{LB} / 2)$ $\tau_{GB} = f_{GB} (\rho_G  U_{GB}  U_{GB} / 2)$ $\tau_i = f_i (\rho_G  U_{GB} - U_{LB}  (U_{GB} - U_{LB}) / 2)$ $\tau_{LS} = f_{LS} \rho_L J^2 / 2$
Fatores de atrito para a fase k e para a interface (k = LB, GB, LS)	$f_k = \begin{cases} 64/Re_k & Re_k < 2300 \\ 0,3164/Re_k^{0,25} & Re_k > 2300 \end{cases}$ $f_i = 0,014$
Número de Reynolds	$Re_{LB} = \rho_L U_{LB} Dh_{LB} / \mu_L$ $Re_{GB} = \rho_G U_{GB} Dh_{GB} / \mu_G$ $Re_{LS} = \rho_L JD / \mu_L$
Diâmetro hidráulico	$Dh_{LB} = 4A_{LB} / S_{LB}$ $Dh_{GB} = 4A_{GB} / (S_{GB} + S_i)$
Densidades médias	$\rho_S = \rho_L R_{LS} + \rho_G (1 - R_{LS})$ $\rho_B = \rho_L (1 - R_{GB}) + \rho_G R_{GB}$

Observou-se então que as variáveis da tabela acima dependem, em sua maioria, das velocidades  $U_{LB}$ ,  $U_{LS}$  e  $U_{GB}$ . Logo a determinação dessas variáveis foi de extrema importância para a concretização do modelo. Para a determinação da velocidade do líquido no pistão utilizou-se o balanço de massa na região ocupada pelo pistão de líquido, obtendo-se:

$$U_{LS} = (J - U_{GS}) \frac{(1 - R_{LS})}{R_{LS}} \quad (3.4)$$

Para as velocidades restantes ( $U_{LB}$  e  $U_{GB}$ ) duas relações desenvolvidas por Fernandes *et al* (1983) a partir da velocidade de translação da bolha ( $U_T$ ) foram usadas:

$$U_{LB} = U_T + R_{LS} \frac{(U_{LS} - U_T)}{R_{LB}} \quad (3.5)$$

$$U_{GB} = U_T + (1 - R_{LS}) \frac{(U_{GS} - U_T)}{(1 - R_{LB})} \quad (3.6)$$

A partir dessas relações, Górski concluiu seu método de monitoramento que, por sua vez, é função dos parâmetros  $U_T$ ,  $U_{GS}$ ,  $R_{LS}$  e  $R_{LB}$  para a solução do sistema de equações que rege o problema hidrodinâmico do escoamento. Logo, para solucionar esse modelo,  $U_T$ ,  $U_{GS}$ ,  $R_{LS}$  foram adquiridos de equações constitutivas, já  $R_{LB}$  é determinado por meio de quatro modelos distintos (nomeados em função de seus autores), sendo eles:

- Rodrigues et al (2006);
- Fagundes Netto (1999);
- Taitel e Barnea (1990);
- Aluf Orell (2004).

Deve-se ressaltar que por meio dos modelos supracitados parâmetros como  $L_s$  e  $L_b$  também podem ser calculados. No trabalho desenvolvido pelo NUEM utilizou-se apenas os modelos de Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990) na quantificação da fração de líquido na bolha devido. A escolha do primeiro se deu pois ele demonstrou ser uma abordagem genuína e assertiva, já o segundo destaca-se pela predição do escoamento em golfadas para várias inclinações de tubulação.

### 3.1.1 Relações geométricas e equações constitutivas hidrodinâmicas

Para solução e fechamento do sistema de equações do método de Górski, relações geométricas e equações constitutivas são necessárias. Por exemplo, os perímetros de líquido, de gás e interfacial são quantificados baseados em relações geométricas estabelecidas em uma seção transversal do duto. A Figura 3.2 identifica esses parâmetros que, por sua vez, variam com a inclinação da tubulação.

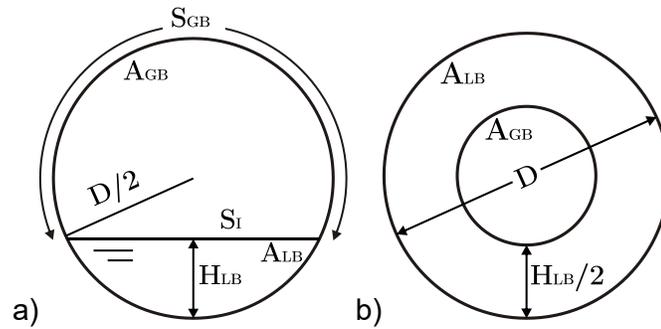


Figura 3.2- Representação de uma interface plana: a) escoamento horizontal / inclinado; b) escoamento vertical. (Fonte: Górski, 2008)

As expressões que calculam esses parâmetros, sobre as inclinações que os distinguem, são especificadas na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Relações geométricas para escoamentos horizontal / inclinado e vertical. (Fonte: Górski, 2008)

Horizontal / Inclinado	Vertical
$R_{LB} = \frac{1}{\pi} \left( \pi - \arccos \left( \frac{2H_{LB}}{D} - 1 \right) + \left( \frac{2H_{LB}}{D} - 1 \right) \sqrt{1 - \left( \frac{2H_{LB}}{D} - 1 \right)^2} \right)$	$R_{LB} = 1 - \left( 1 - \frac{H_{LB}}{D} \right)^2$
$S_{LB} = D \left( \pi - \arccos \left( \frac{2H_{LB}}{D} - 1 \right) \right)$	
$S_{GB} = \pi D - S_{LB}$	
$S_i = D \sqrt{1 - \left( \frac{2H_{LB}}{D} - 1 \right)^2}$	
$\frac{dR_{LB}}{dH_{LB}} = \frac{4}{\pi D} \sqrt{1 - \left( \frac{2H_{LB}}{D} - 1 \right)^2}$	
	$S_{LB} = \pi D$
	$S_{GB} = 0$
	$S_i = \pi(D - H_{LB})$
	$\frac{dR_{LB}}{dH_{LB}} = \frac{2}{D} - \frac{2H_{LB}}{D^2}$

Já as velocidades das bolhas dispersas no pistão e translação, bem como frequência e fator de intermitência, são obtidas por meio de equações de fechamento (ou constitutivas). Essas variáveis são quantificadas pelas expressões presentes na Tabela 3.3.

**Tabela 3.3 - Relações constitutivas utilizadas no modelo hidrodinâmico. (Fonte, Górski 2008)**

Equações Constitutivas	Variáveis calculadas e respectivos autores
$U_{0,ss} = J + 154 \left( \sigma g \frac{(\rho_v - \rho_s)}{\rho_v^2} \right)^{0,28} \sin(\gamma)$	Velocidade das bolhas dispersas no pistão de líquido Velocidade: Barnea (1990)
$U_T = C_0 J + C_1 \sqrt{gD}$ <p>Sendo "C0" e "C1" constantes determinadas pelo número de Froude (FR):</p> $Fr = \frac{J}{\sqrt{gD}} \begin{cases} Fr \leq 3,5 & C_0 = 10 \text{ e } C_1 = 0,0542 \\ Fr > 3,5 & C_0 = 12 \text{ e } C_1 = 0,0 \end{cases}$	Velocidade de translação da bolha: Nicklin (1962)
$R_{L,S} = \frac{F_0 + F_1}{Fr + F_1}$ $F_0 = \max \left[ 0,26 \left( 1 - 2 \left( \frac{D_0}{D} \right)^2 \right) \right] \text{ e } F_1 = 2400 \left( 1 - \frac{\sin \gamma}{3} \right) Bo^{-2/4}$ $Bo = \frac{g D^2 \Delta p}{\sigma}$ <p>valor crítico de diâmetro, D0, vale D0 = 2,5cm</p>	Fração de líquido no pistão: Andreussi et al. (1993)
$freq = 0,0434 \left[ \frac{j}{j} \left( \frac{2,02}{D} + \frac{j^2}{gD} \right) \right]^{1,02}$	Frequência: Heywood e Richardson (1979).
$\beta = C_2 (J_0 / J) + C_3$ <p>As constantes C2 e C3 têm valores diferentes para cada configuração de escoamento</p>	Fator de intermitência: Experimental

Os resultados dessa metodologia para monitoramento e quantificação de parâmetros hidrodinâmico do escoamento em golfadas foram discutidos previamente por Górski (2008) em seu trabalho, não cabendo, portanto, incluí-los neste documento.

### 3.1.2 Cálculo iterativo do método hidrodinâmico

O intuito dessa seção é discorrer sobre a forma com que o modelo de Górski (2008) foi implantado, gerando assim um simulador hidrodinâmico. Para esse propósito busca-se delimitar o passo-a-passo dos cálculos realizados pelo programa, apresentando as variáveis de entrada, parâmetros calculados, processos iterativos e, finalmente, as variáveis monitoradas e entregues como resultado final pelo simulador. Para que o modelo seja utilizado, monitorando assim o escoamento em golfadas, alguns dados iniciais devem ser fornecidos ao programa, sendo eles:

- Seleciona-se o modelo hidrodinâmico desejado - Taitel e Barnea (1990) ou Rodrigues (2006);
- Estabelecem-se as dimensões da tubulação (diâmetro,  $D$ , e comprimento,  $L$ );
- Introduzem-se as propriedades dos fluidos (densidade,  $\rho_G$  e  $\rho_L$ , e a viscosidade,  $\mu_G$  e  $\mu_L$ );
- Fixa-se a pressão de descarga ( $P_{ref}$ );
- Estabelecem-se as velocidades superficiais de entrada das fases gasosa e líquida ( $J_{GS}$  e  $J_L$ );
- Definem-se as constantes das equações constitutivas de intermitência e frequência ( $C_0$ ,  $C_1$ ,  $C_2$  e  $C_3$ ).

Na implantação de seu método, Górski (2008) dividiu o processo iterativo em duas etapas. Na etapa 1 tem-se por objetivo calcular as principais propriedades do escoamento na entrada da tubulação ( $z=0$ ). Para isso estima-se uma queda de pressão e calculam-se as demais propriedades do escoamento como ( $L_B$ ,  $L_S$ ,  $J_G$ ,  $U_{LB}$  e  $R_{GB}$  para  $z=0$ ) utilizando as equações conservativas, constitutivas e os modelos de fração de gás na bolha anteriormente citados. Utilizando essas novas propriedades quantificadas estima-se, por meio da Equação (3.7), a nova queda de pressão no trecho ( $\lambda_{unovo}$ ), podendo assim compará-lo com o valor inicialmente assumido. Os cálculos iterativos contidos nessa etapa são realizados na seguinte sequência:

- a) Atribui-se um valor para  $\lambda_u$ ;
- b) Estima-se a pressão em  $z = 0$ ,  $P(0) = \lambda_u L + P_{atm}$ ;
- c) Calculam-se  $J_G(0)$ ,  $J(0)$ ,  $U_T(0)$ ,  $\beta(0)$ ;
- d) Calculam-se  $L_B(0)$ ,  $L_S(0)$ ,  $R_{GB}(0)$  através dos métodos apresentados;
- e) Calculam-se  $\Delta P_{LB}$  e  $\Delta P_{LS}$  e  $\lambda_{unovo}$ ;
- f) Compara-se  $\lambda_{unovo}$  e  $\lambda_u$ . Se o resíduo for maior que  $10^{-3}$ , voltar ao passo (b), caso contrário, passar a etapa (2).

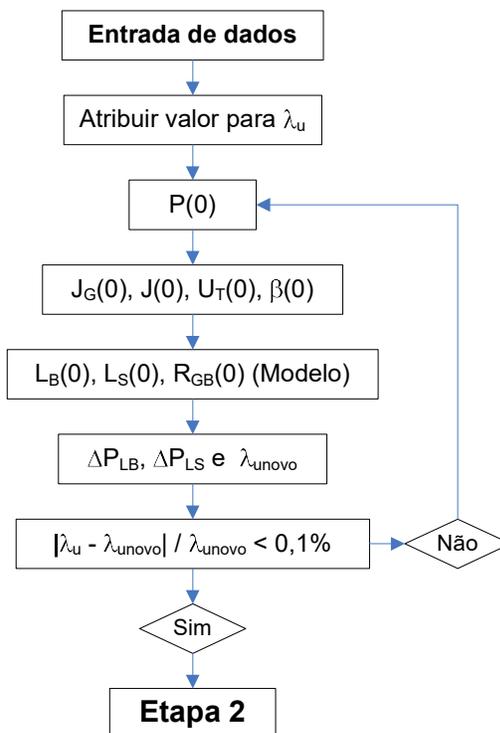


Figura 3.3 - Fluxograma explicativo da Etapa 1 do algoritmo. (Fonte: Górski, 2008)

O fluxograma da Figura 3.3 ilustra de forma sucinta o procedimento de cálculo realizado na etapa 1.

A segunda etapa, com os parâmetros iniciais estabelecidos na fase precedente, divide-se a linha de acordo com o comprimento da célula unitária e estima-se a queda de pressão ao longo de toda a tubulação considerando  $\lambda_u$  da etapa 1. Assim determinam-se as propriedades  $L_B$ ,  $L_S$ ,  $J_G$ ,  $U_{LB}$  e  $R_{GB}$  para diferentes posições  $z$  ao longo da linha até a saída do duto. De posse desses parâmetros recalculam-se a queda de pressão no pistão e na bolha, o que possibilita o cálculo do novo gradiente de pressão na célula unitária  $\lambda_u$  e, iterativamente, determina-se a nova queda de pressão em toda linha. Esse processo é realizado sequencialmente até que a diferença entre  $\lambda_{unovo}$  e  $\lambda_u$  seja menor que  $10^{-3}$ . Logo, a etapa 2 pode ser resumida nos seguintes passos:

- a) Estima-se a pressão ao longo do tubo utilizando  $\lambda_u$  da etapa (1):

$$P(z) = \lambda_u (L - z) + P_{atm};$$

- b) Calculam-se as propriedades para diferentes posições  $z$  no tubo:  $J_G(0)$ ,  $J(0)$ ,  $U_T(0)$ ,  $\beta(0)$ ;

- c) Calculam-se  $L_B(0)$ ,  $L_S(0)$ ,  $R_{GB}(0)$  através dos métodos apresentados;
- d) Calculam-se  $\Delta P_{LB}$  e  $\Delta P_{LS}$ ;
- e) Calcula-se  $\lambda_{unovo}$  em todas as posições;
- f) Repetir os passos (b) a (e) usando  $\lambda_{unovo}$
- g) Comparam-se todas as propriedades usando  $\lambda_u$  e  $\lambda_{unovo}$ . Se o resíduo for maior que  $10^{-3}$  voltar ao passo (b); caso contrário, o processo termina.

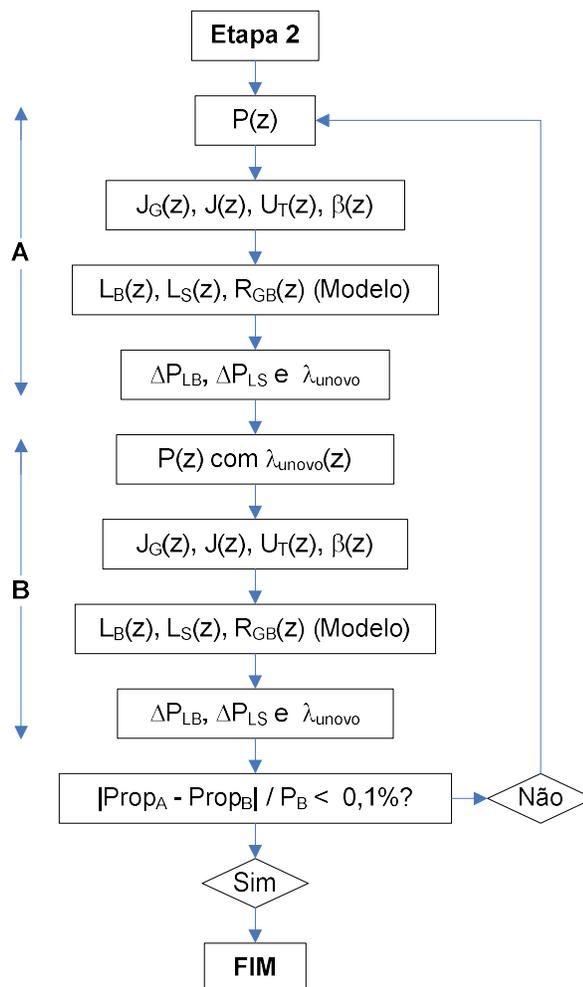


Figura 3.4 - Fluxograma da Etapa 2 do algoritmo, onde PropA e PropB representam as propriedades calculadas ao longo do segmento A e B, respectivamente ( $J_G$ ,  $U_T$ ,  $R_{GB}$ ,  $L_S$ ,  $L_B$  e  $\lambda_{unovo}$ ). (Fonte: Górski, 2008)

### 3.2 Discretização do modelo Hidrodinâmico (Nodal e Célula unitária)

Dada a apresentação da metodologia de cálculo hidrodinâmica presente no trabalho de Górski (2008) é válido descrever os métodos de discretização

implantados no NuemFlow. Esse método, por sua vez, tem por função delimitar a quantidade de pontos de análise ao longo da tubulação aonde o monitoramento dos parâmetros do escoamento ocorrerá simultaneamente.

O primeiro deles, denominado Método Nodal, viabiliza ao usuário a possibilidade de estabelecer a quantidade de nós por ele pretendida. Para isso basta inserir nos dados de entrada do programa a quantidade de nós desejados para o caso a ser monitorado. A partir dessa variável de entrada o *software* irá dividir a extensão da tubulação pelo valor informado, tendo-se assim seções de monitoramento com comprimentos idênticos.

O segundo método (Célula Unitária), por sua vez, não possui a característica flexível da metodologia anterior. Nele os nós são delimitados pelo tamanho médio das células unitárias ao longo da tubulação, sendo assim função das condições do escoamento. Uma das verificações que serão realizadas nesse trabalho de conclusão de curso é justamente a influência de tais modos de discretização nos resultados hidrodinâmicos e térmicos do simulador, bem como se o tamanho da malha perturba a consistência do mesmo.

### **3.3 Modelo Térmico**

Para a abordagem térmica ser concebida, algumas considerações foram inicialmente estruturadas. Para esse fim, literaturas como Shoham (2006), Incropera (2008) e Cengel (2012) foram revisadas com o propósito de compreender os fenômenos térmicos em escoamentos internos e externos e, por fim, aplicando-os nas condições do escoamento em golfadas. Devido à complexidade do fenômeno estudado, as seguintes hipóteses foram assumidas para se estruturar o modelo:

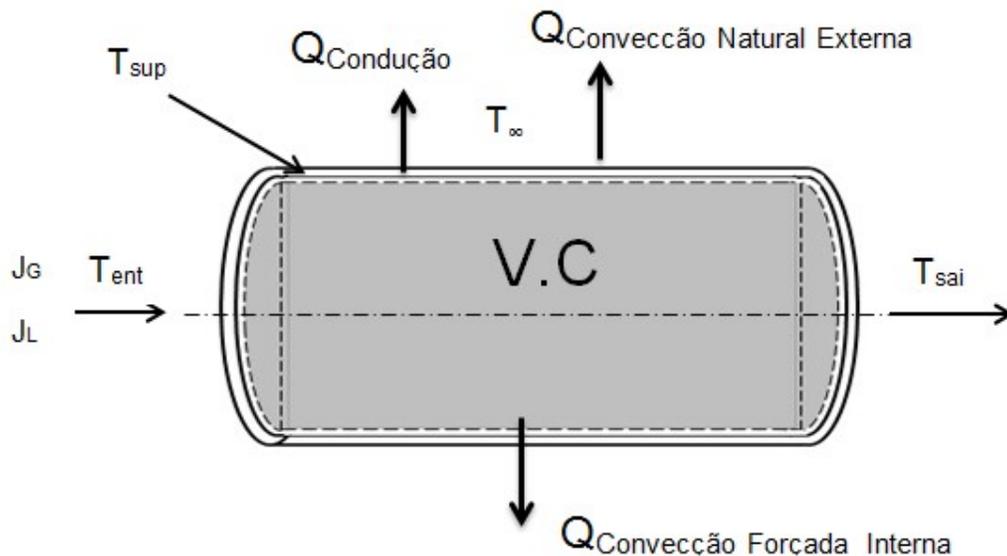
- Escoamento em regime estacionário homogêneo;
- Propriedades da mistura calculadas nas pressões e temperaturas médias das seções de cálculo, com base nas propriedades individuais das fases e ponderadas de acordo com suas frações de vazão;
- Escoamento exclusivamente em padrão de golfadas;
- Não há geração interna de calor;

- Temperatura do meio externo constante;
- Condução axial desprezível no duto;

De posse dessas considerações, um modelo matemático foi desenvolvido pelo NUEM com o objetivo de monitorar parâmetros como coeficientes de troca térmica, temperatura da parede do duto e do fluido ao longo do mesmo, bem como observar o efeito da temperatura sobre os fenômenos que governam o escoamento em golfadas.

Como mencionado anteriormente, o fluxo bifásico de líquido e gás no padrão definido (golfada) é considerado como uma mistura homogênea de três fases (óleo, água e gás), tendo suas propriedades ponderadas pela fração de cada uma delas. Essa mistura escoar no interior de um duto composto de várias camadas, de espessuras fornecidas, cujos materiais constituintes possuem condutividades térmicas próprias. Este duto encontra-se imerso em um meio fluido externo infinito estático ou com velocidade de corrente constante. Com as hipóteses e condições de escoamento definidas foi possível gerar equações que modelam o problema por meio de balanços de energia.

A fim de solucionar as condições térmicas do escoamento bifásico em golfadas a partir do método hidrodinâmico desenvolvido por Górski (2008) necessitou-se, além das hipóteses já apresentadas, realizar um balanço de energia no sistema definido. Assim, subdividiu-se a tubulação em volumes de controle, gerando uma malha que possibilitasse a análise de todas as trocas térmicas envolvidas no problema. A Figura 3.5 esquematiza esse processo.



**Figura 3.5. Fixação dos componentes de transferência térmica no volume de controle considerado.**

Os mecanismos de transferência de energia térmica que dominam o comportamento do escoamento, mudando propriedades do fluido como densidade e viscosidade, são:

- Convecção interna forçada: esse modo de transferência de calor ocorre devido à formação de gradientes térmicos gerados pela diferença de temperatura (energia) entre as partículas do fluido homogêneo escoando e a parede do duto. Essa diferença de energia é reduzida ao longo do escoamento, pois esse tende a alcançar o equilíbrio térmico por meio da transferência de energia na forma de calor;
- Condução: modo de transferência de energia que ocorre na parede do duto devido à diferença de temperatura entre suas superfícies interna e externa. Na modelagem realizada assumiu-se que esse efeito é predominantemente unidimensional no sentido radial.
- Convecção natural externa: a convecção externa pode ocorrer de forma forçada ou natural. Esses modos se diferenciam devido ao movimento do fluido externo ao duto. No caso natural o fenômeno ocorrer prioritariamente devido às forças de empuxos no seu interior.

Com a análise realizada obteve-se o balanço de energia com o propósito de encontrar uma equação que modelasse os fenômenos de transferência de calor contidos no escoamento em golfadas:

$$\sum Q = mc_p \frac{\Delta T}{\Delta t} \quad (3.8)$$

$$-Q_K - Q_{NC} - Q_{FC} = \frac{m}{\Delta t} c_p (T_{ent} - T_{sai}) \quad (3.9)$$

$$+Q_K + Q_{NC} + Q_{FC} = -\dot{m}c_p (T_{ent} - T_{sai}) \quad (3.10)$$

onde  $\dot{m}$  é a vazão mássica do fluido escoando e  $C_p$  seu calor específico. Decompondo cada termo de transferência de calor presente no lado esquerdo da equação, tem-se:

$$Q_K = \frac{\Delta T_K}{R_{t,cond}}, \quad \text{sendo } R_{t,cond} = \frac{\ln(r_2/r_1)}{2\pi L k_{mat}} \quad (3.11)$$

$$Q_{NC} = \frac{\Delta T_{NC}}{R_{t,conv}}, \quad \text{sendo } R_{t,conv} = \frac{1}{A \bar{h}_{nat}} \quad (3.12)$$

$$Q_{FC} = \frac{\Delta T_{FC}}{R_{t,conv}}, \quad \text{sendo } R_{t,conv} = \frac{1}{A \bar{h}_{forc}} \quad (3.13)$$

$R_t$  representa as resistências térmicas,  $k$  consiste no coeficiente de transferência de calor por condução do material da parede do duto e  $h$  é o coeficiente de convecção médio do escoamento. As Equações (3.11), (3.12) e (3.13) foram rearranjadas com o objetivo de expressá-las somente em função de um coeficiente global de troca térmica ( $U$ ) e da área interna do duto (" $A$ "):

$$+Q_K + Q_{c_{NC}} + Q_{FC} = \frac{\Delta T}{\left( \frac{\ln(r_2/r_1)}{Ak_{mat}} + \frac{1}{A\bar{h}_{nat}} + \frac{1}{A\bar{h}_{forc}} \right)} \quad (3.14)$$

Onde

$$\frac{1}{\left( \frac{\ln(r_2/r_1)}{Ak_{mat}} + \frac{1}{A\bar{h}_{nat}} + \frac{1}{A\bar{h}_{forc}} \right)} = UA \quad (3.15)$$

É válido salientar que a Equação (3.11) é válida para uma única camada de material constituindo a parede do duto. Em termos computacionais, esta é uma camada de condutividade térmica equivalente à dos diversos materiais que a compõe, dadas as suas espessuras e condutividades térmicas individuais.

A variação de temperatura  $\Delta T$  utilizada para a solução do problema foi a temperatura diferencial média logarítmica (Incropera, 2008), dada por:

$$\begin{aligned} \Delta T_{LMTD} &= \frac{\Delta T_2 - \Delta T_1}{\ln(\Delta T_2/\Delta T_1)} \\ \Delta T_2 &= T_{sai} - T_\infty \\ \Delta T_1 &= T_{ent} - T_\infty \end{aligned} \quad (3.16)$$

Substituindo as Equações (3.15) e (3.16) em (3.10) tem-se:

$$-\frac{UA}{\dot{m}c_p} = \ln \left[ \frac{(T_{sai} - T_\infty)}{(T_{ent} - T_\infty)} \right] \quad (3.17)$$

Por fim isolou-se a temperatura de saída do fluido  $T_{sai}$ , obtendo-se assim a equação principal do modelo:

$$T_{sai} = (T_{ent} - T_\infty) e^{-\frac{UA}{\dot{m}c_p}} + T_\infty \quad (3.18)$$

A Equação (3.18), calculada iterativamente, fornece a temperatura de saída da mistura escoando no interior do duto sob as condições previamente definidas. A partir de  $T_{sai}$  podem-se calcular as demais variáveis importantes para o tratamento térmico do problema, bem como estudar seu comportamento.

A seguir serão apresentadas equações complementares necessárias para o fechamento do modelo. São elas:

- Coeficiente de película da convecção natural;
- Coeficiente de película da convecção forçada;
- Resistência à condução do duto com diversas camadas;
- Ponderação de propriedades;
- Convergência de cálculos.

Todas as formas de utilização bem como as considerações adotadas nelas serão descritas nos tópicos seguintes.

### 3.3.1 Coeficiente de película convectivo natural para escoamento sobre um duto

A convecção natural ocorre quando o meio fluido que transporta o calor encontra-se estagnado, e todo e qualquer movimento do fluido deve-se à diferença de densidades no próprio meio (Cengel, 2006). Para a geometria desejada, cilindros horizontais longos com convecção natural externa, Churchill e Chu (Incorpera, 2008) fornece uma correlação - Equação (3.19) - para o cálculo do número de Nusselt.

$$Nu = \left( 0,6 + \frac{0,387 Ra^{1/6}}{\left[ 1,0 + (0,559/Pr)^{9/16} \right]^{8/27}} \right)^2 \quad (3.19)$$

onde “ $Ra$ ” é o número de Rayleigh, dado por:

$$Ra = Gr Pr \quad (3.20)$$

sendo  $Gr_D$  o número de Grashof, responsável por quantificar a razão entre forças de empuxo e forças viscosas, e  $Pr$  o número de Prandtl (razão entre as difusividades de momento e térmica), definidos por:

$$Gr = \frac{g \beta |T_s - T_\infty| x^3}{\nu^2} \quad (3.21)$$

$$Pr = \frac{C_p \mu}{k} \quad (3.22)$$

Finalmente pode-se determinar o coeficiente de película  $\bar{h}_{nat}$ :

$$\bar{h}_{nat} = \frac{\bar{k} \bar{Nu}}{D_o} \quad (3.23)$$

### 3.3.2 Coeficiente de película convectivo forçado para escoamento sobre um duto

Nas situações de escoamento onde a convecção forçada na superfície externa de tubos cilíndricos for aplicável, calcula-se o número de Nusselt pela Equação (3.24) (Cengel, 2006):

$$\bar{Nu}_{Forç} = 0,3 + \frac{0,62 Re_D^{1/2} Pr_D^{1/3} \left( 1 + \left( \frac{Re_D}{2,82 \times 10^5} \right)^{5/8} \right)^{4/5}}{\left( 1 + \left( \frac{0,4}{Pr_D} \right)^{2/3} \right)^{1/4}} \quad (3.24)$$

### 3.3.3 Coeficiente de película convectivo forçado para escoamentos no interior de tubulações

As formulações para o cálculo de Nusselt, necessário para a determinação do coeficiente de convecção forçada, variam se o escoamento interno ocorre de forma laminar ou turbulenta. Neste trabalho considerou-se que o padrão *slug flow* se enquadra na última condição. Assim, pela correlação de Gnielinski (Incropera, 2008) para tubos lisos:

$$\bar{Nu} = C_1 \left( \bar{Re}^m - C_2 \right) \bar{Pr}^{0,4} \quad (3.25)$$

Onde as constantes “C1”, “C2” e “m” são definidas em função dos números de Prandtl e de Reynolds, conforme a Tabela 3.4:

Tabela 3.4 - Constantes C1, C2 e “m” para o cálculo de Nu.

	C1	C2	M
$0,5 \leq \overline{Pr} \leq 1,5$ $10^4 \leq \overline{Re} \leq 5 \times 10^6$	0,0214	100	0,80
$1,5 \leq \overline{Pr} \leq 500$ $3 \times 10^3 \leq \overline{Re} \leq 1 \times 10^6$	0,0120	280	0,87

Para tubos rugosos, usa-se a correlação de Gnielinski (Incropera, 2008) para estes tipos de duto:

$$\overline{Nu} = \frac{(f/8)(\overline{Re} - 1000)\overline{Pr}}{1 + 12,7(f/8)^{1/2}(\overline{Pr}^{2/3} - 1)} \quad (3.26)$$

Onde:

$$f = [1,74 \ln(D_i/\varepsilon) + 2,28]^{-2} \quad (3.27)$$

Finalmente, o coeficiente de película interno é calculado como:

$$\overline{h}_i = \frac{\overline{Nu} \overline{k}}{D_i} \quad (3.28)$$

Sendo que  $\overline{k}$  é a condutividade térmica da mistura,  $\overline{Re}$  e  $\overline{Pr}$  são os números de Reynolds e Prandtl médios da mistura, respectivamente.

### 3.3.4 Resistência térmica equivalente para um duto de camadas múltiplas

O cálculo da resistência da parede de uma tubulação composta por camadas de condutividades térmicas distintas é amplamente conhecido e é dado pela seguinte expressão:

$$R_{eqv} = \sum_{i=0}^N \frac{\ln\left(\frac{r_{i+1}}{r_i}\right)}{2\pi L k_{i+1}} \quad (3.29)$$

Onde “ $r_i$ ” é o raio interno de cada camada e  $r_{i+1}$  o raio externo da mesma. Caso a tubulação tenha somente uma camada onde a condutividade térmica seja constante, a Equação (3.29) se reduz a:

$$R_{eqv} = \frac{\ln(r_1/r_0)}{2\pi L k_1} \quad (3.30)$$

### 3.3.5 Ponderação das propriedades físico-químicas

Como definido em hipótese, o modelo térmico desenvolvido considera os fluidos em escoamento uma mistura homogênea, mas para a determinação de propriedades como densidade, viscosidade, calor específico e condutividade, optou-se pela ponderação dessas em função das frações volumétricas (como para a densidade, por exemplo) e mássicas (para o calor específico) de cada fase. Assim, em média, se tem uma boa estimativa das propriedades para uma mistura bifásica. Deve-se observar que os parâmetros descritos acima variam individualmente com a pressão e a temperatura em cada fase. Assim, o método desenvolvido pelo NUEM utiliza tabelas com as propriedades de cada fase obtidas através da composição global do fluido de reservatório em pontos de temperatura e pressão previamente especificados por meio de *software* comercial (Multiflash®) ou, alternativamente, por meio de correlações empíricas contidas em modelos *black-oil* no caso da composição global dos fluidos produzidos não estar disponível. Tendo as propriedades de cada fase por meio dessas ferramentas, as equações abaixo indicam como as propriedades médias da mistura são calculadas.

$$\rho_m(p, T) = \rho_{liq}(T)(1 - \alpha) + \rho_{gás}(p, T)\alpha \quad (3.31)$$

$$\mu_m(T) = \frac{\mu_{liq}(T)L_S + \mu_{gás}(T)L_B}{(L_S + L_B)} \quad (3.32)$$

$$C_{Pm}(T) = \frac{[C_{Pliq}(T)\rho_{liq}(T)(1 - \alpha) + C_{Pgás}(T)\rho_{gás}(p, T)\alpha]}{\rho_{liq}(T)(1 - \alpha) + \rho_{gás}(p, T)\alpha} \quad (3.33)$$

$$k_m(T) = \frac{k_{liq}(T)L_S + k_{gás}(T)L_B}{(L_S + L_B)} \quad (3.34)$$

Sendo que o líquido (designado pelo subscrito “*liq*”) é a mistura de óleo e água, cujas propriedades são calculadas com base nas frações volumétricas de cada fase.

### 3.3.6 Convergência dos cálculos térmicos

Admite-se que a convergência no procedimento de cálculo iterativo para as temperaturas é atingida quando:

$$\frac{1}{2}(\xi_1 + \xi_2) < \xi \quad (3.35)$$

Onde:

$$\xi_1 = \left| \frac{(T_{sai}^N - T_{sai}^O)}{T_{sai}^O} \right| \quad (3.36)$$

$$\xi_2 = \left| \frac{(T_s^N - T_s^O)}{T_s^O} \right| \quad (3.37)$$

Os sobrescritos “*N*” e “*O*” indicam respectivamente as temperaturas novas (calculadas na iteração corrente) e antigas (calculadas na iteração anterior). No algoritmo, o resíduo global  $\xi$  foi fixado como  $10^{-4}$ , valor considerado suficiente para assegurar uma boa convergência.

### 3.4 Cálculo iterativo do modelo térmico

Nessa seção será apresentado o algoritmo que determinará todas as variáveis que necessitam serem inicializadas, bem como as que devem ser calculadas por meio de processos iterativos. O procedimento de cálculo baseia-se na convergência simultânea dos gradientes de pressão e temperatura para cada segmento de cálculo. As propriedades dos fluidos na entrada da tubulação (início do escoamento), assim como dados relativos à tubulação e suas camadas e o meio exterior são necessários para a partida da simulação.

Todo o procedimento de cálculo será baseado na determinação da temperatura de saída do fluido ( $T_{sai}$ ) por meio da Equação (3.18). Para atingir esse propósito o modelo necessita que alguns parâmetros sejam previamente definidos, sendo eles:

- Temperatura de entrada do fluido ( $T_{ent}$ );
- Temperatura do meio externo ( $T_{\infty}$ );
- Pressão média no nó ou segmento de cálculo ( $P_{med}$ );
- Diâmetro do duto ( $D$ );
- Comprimento do nó ou segmento de cálculo ( $z$ );
- Velocidades superficiais das fases líquidas e gasosas, ( $J_L$ ) e ( $J_G$ ) respectivamente;
- O número de camadas de materiais que compõem a parede do duto;
- Coeficiente condutivo e espessura de cada uma dessas camadas;

De posse desses parâmetros torna-se possível simular e analisar o comportamento térmico do escoamento bifásico em padrão de golfadas por meio do modelo matemático detalhado na seção 3.2. A primeira etapa a ser cumprida pelo algoritmo consiste na determinação de parâmetros constantes durante todo o processo iterativo, como áreas internas e externas do duto, fração de gás ( $R_G$ ) e condutividade térmica do conjunto de camadas ( $Q_{eqv}$ ). Logo após, estima-se uma temperatura de saída ( $T_{sai}$ ) como a média da temperatura de entrada (ou do processo iterativo anterior) e a temperatura do meio externo ( $T_{\infty}$ ) do fluido para o trecho, cujo comprimento é “z”, em função da mistura estar resfriando ou aquecendo.

Com o valor da temperatura adotado calcula-se a temperatura de filme ( $T_f$ ) da mistura para que propriedades como viscosidade, densidade e calor específico

possam ser determinadas utilizando as Equações (3.31) a (3.34). Assim torna-se possível calcular os números de Nusselt para os processos convectivos, bem como seus coeficientes. Uma das últimas etapas da programação consiste em determinar o coeficiente global de troca térmica ( $U$ ), possibilitando assim a solução da Equação (3.18) que modela o problema.

Como último passo do processo iterativo tem-se a verificação da convergência do algoritmo utilizando as temperaturas de saídas resultantes da etapa de iteração passada e presente. Essa comparação é feita por uma estimativa de resíduo, dada pelas equações (3.35) a (3.37). Caso a convergência tenha sido atingida, os valores de  $T_{sai}$  retornam para a rotina de cálculo hidrodinâmico, levando consigo todas as propriedades corrigidas (densidade, viscosidade, etc.). Caso a convergência não seja alcançada o novo valor de temperatura da saída é realimentado no algoritmo, recalculando-se em seguida as propriedades térmicas do escoamento e procedendo com as demais etapas de cálculo até a determinação de um novo valor de  $T_{sai}$ . Logo se conclui o processo iterativo característico do problema, ilustrado pela Figura 3.6.

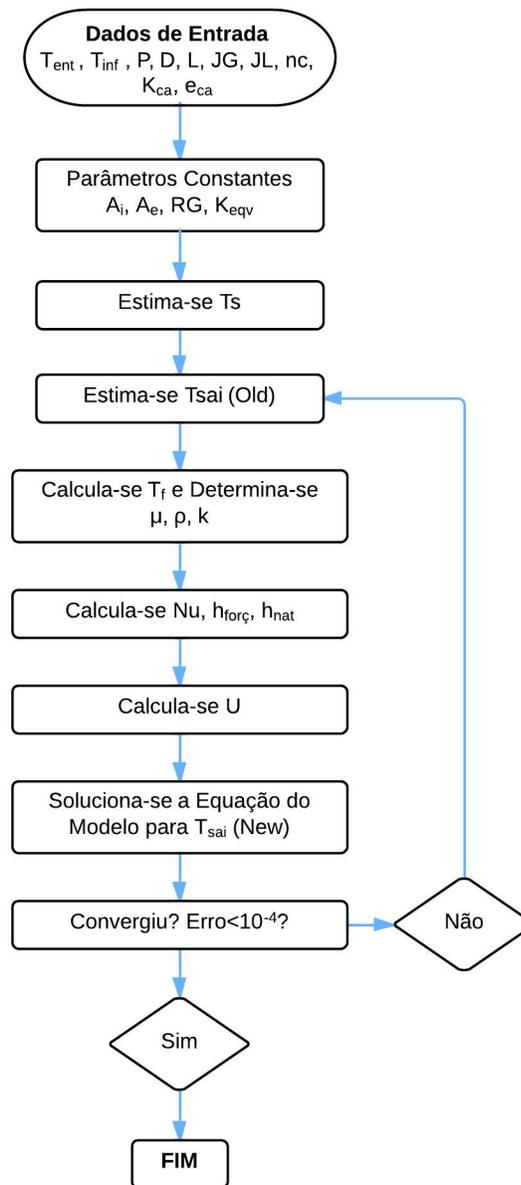


Figura 3.6 - Algoritmo do Modelo Térmico.

### 3.5 Acoplamento numérico do modelo hidrodinâmico e térmico

O processo de cálculo termo hidráulico desenvolvido pelo NUEM, apesar de ser fenomenologicamente complexo, se dá de maneira relativamente eficiente. O usuário estipula todos os parâmetros de entrada, tanto hidrodinâmicos (presente na seção 3.1.2) quanto térmicos (seção 3.3.6), bem como o modelo que deseja usar para o cálculo da fração de líquido na região de bolha – Rodrigues (2006) ou Taitel e Barnea (1990). Então, o modelo assume uma queda de pressão inicial fixa e igual a 0.01 atmosferas e de temperatura (dependente do aquecimento ou resfriamento)

para executar o primeiro segmento de cálculo (etapa 1 do processo hidrodinâmico). Com estas variações estimadas, o cálculo hidrodinâmico é então efetuado, sendo seguido pelo cálculo térmico para quantificação e monitoramento dos parâmetros de escoamento e, por fim, das novas pressões e temperaturas de saída. O procedimento de cálculo se repete até que a convergência simultânea dos gradientes de pressão e temperatura para cada segmento de cálculo seja atingida.

Obtida a convergência, a nova pressão e temperatura finais calculadas são usadas como entrada do processo iterativo do segmento de cálculo seguinte, assim como as quedas de pressão e temperatura foram utilizadas como estimativas refinadas neste próximo segmento. Dessa forma o processo iterativo se repete até o último segmento. Os resíduos relativos para a pressão e a temperatura são calculados pelas equações abaixo, onde os sobrescritos “N” e “O” referem-se aos termos novos (recém-calculados na iteração corrente) e antigos (isto é, aqueles calculados na iteração imediatamente anterior).

$$\xi_p = \left| \frac{(\Delta p)^N - (\Delta p)^O}{(\Delta p)^O} \right| \quad (3.38)$$

$$\xi_T = \frac{1}{2} \left( \left| \frac{(T_e^N - T_e^O)}{T_e^O} \right| + \left| \frac{(T_s^N - T_s^O)}{T_s^O} \right| \right) \quad (3.39)$$

A Figura 3.7 representa o fluxograma simplificado do procedimento computacional como um todo.

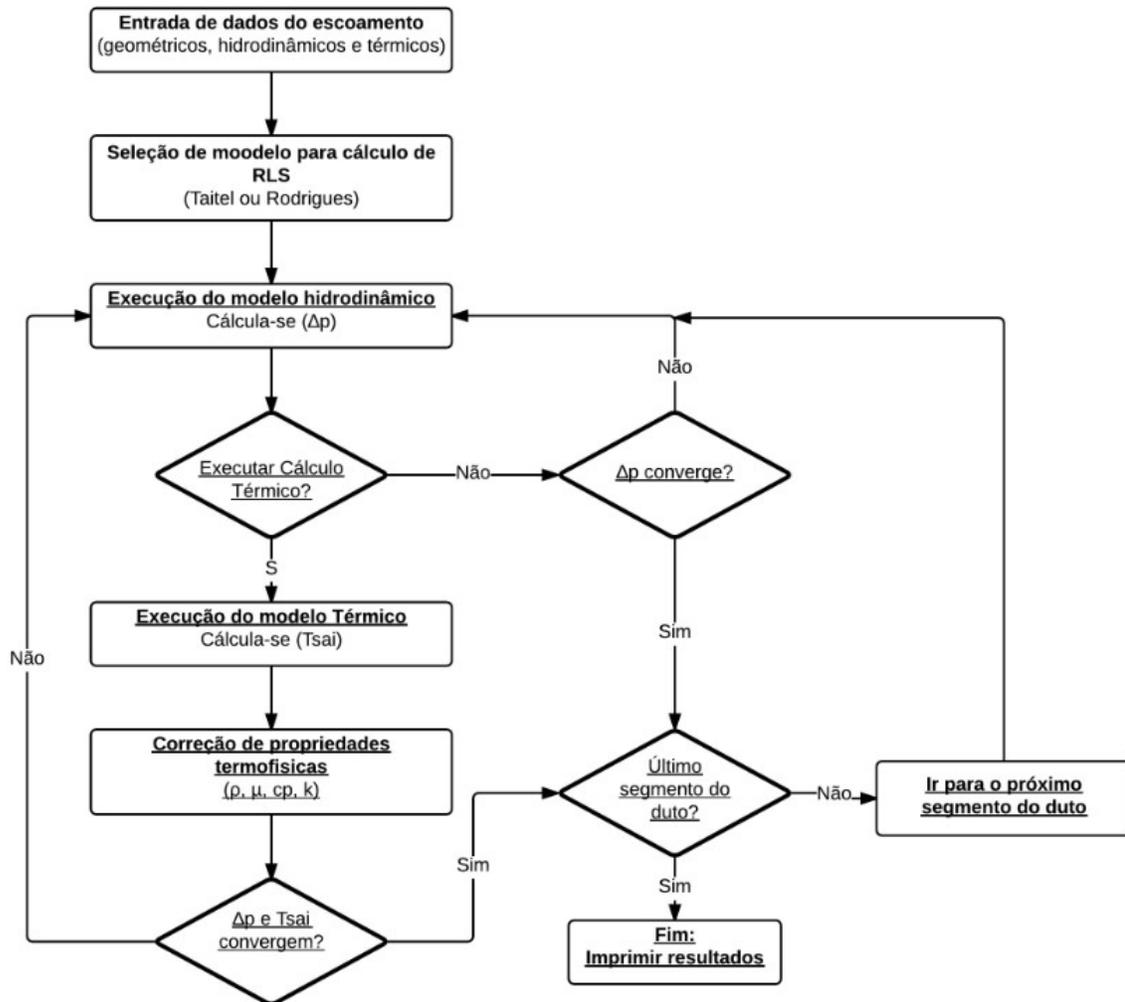


Figura 3.7 - Algoritmo do modelo hidrodinâmico e térmico operando em conjunto.

Dessa forma, tem-se um simulador capaz de prever comportamentos hidrodinâmicos e térmicos do escoamento bifásico em golfadas. A avaliação tanto conceitual dos modelos, quanto do código implantado no simulador foram revisados. Nessas avaliações simulações foram realizadas a fim de provar a consistência de do *software* desenvolvido pelo NUEM para o monitoramento do escoamento em golfadas. Logo, os próximos capítulos desse trabalho contêm todas as considerações, análises e testes pelos quais os o NuemFlow foi submetido a fim de testar a sua consistência para torna-lo, futuramente, um *software* comercial.

## 4 AVALIAÇÃO DO MODELO HIDRODINÂMICO

A avaliação de um modelo é realizada por meio de etapas sequenciais que juntas estabelecem o quão válido e consistente são os resultados finais obtidos. Dentro desse processo a verificação da lógica implantada no *software*, bem como a análise individual das equações e suas respectivas dimensões são essenciais para qualificar a metodologia de cálculo de um programa, bem como a confiabilidade dos resultados por ele gerados. Seguindo essas considerações, o simulador NuemFlow teve seu código amplamente estudado e analisado a fim de serem identificadas inconsistências lógicas e matemáticas que, possivelmente, seriam potenciais fontes de erro.

Seguindo a lógica implantada no programa a avaliação realizada no *software* desenvolvido pelo NUEM foi iniciada pela verificação da modelagem hidrodinâmica. Essa, como citado nos capítulos anteriores, tem como base o trabalho desenvolvido por Górski (2008) - que utiliza os modelos de Rodrigues (2006) e Taitel&Barnea (1990) como referência.

Tomando como referência os trabalhos supracitados foram identificadas inconsistências na utilização do fator de atrito para determinação das tensões de cisalhamento entre as fases e a parede do duto, bem como erros no cálculo da velocidade do líquido na região da bolha ( $U_{LB}$ ), fração de líquido na região do pistão ( $R_{LS}$ ) e em parâmetros para a determinação das equações constitutivas do simulador. As seções 4.1 a 4.8 identificam as divergências citadas e apresentam as correções realizadas a fim de saná-las.

Em complemento à verificação lógica citada acima simulações foram efetuadas a fim de avaliar os modos de discretização do programa (cálculo nodal e célula unitária), o critério de parada aplicado na modelagem de Taitel e Barnea (1990) e a influência do refinamento da malha nos resultados do *software*. Esses testes ocorreram no regime de escoamento no padrão de golfadas para tubulações horizontais que possuíam ar e água fluindo no seu interior. A Tabela 4.1 resume os dados de entrada utilizados no NuemFlow, dentre eles tem-se parâmetros geométricos do duto, propriedades físicas dos fluidos monitorados e modelos para cálculo de variáveis hidrodinâmicas do escoamento como frequência de ocorrência das células unitárias, por exemplo.

**Tabela 4.1 - Condições geométricas e propriedade das fases.**

Fluidos	Ar e água
Comprimento do duto, L (m)	16,9
Diâmetro do duto, D (m)	0,026
Densidade do líquido, $\rho_L$ (kg/m <sup>3</sup> )	999
Densidade do gás, $\rho_G$ (kg/m <sup>3</sup> )	1,21
Viscosidade do líquido, $\mu_L$ (cP)	0,855
Viscosidade do gás, $\mu_G$ (cP)	0,0181
Tensão superficial, $\sigma$ (N/m)	0,0727
Número de divisões	17
Critério de Parada	$L_U$
Modelo de Frequência	Heywood & Richardson
Modelo $R_0$	Andreussi

A Tabela 4.2 evidencia as condições pelas quais as simulações ocorreram. No total seis casos distintos foram monitorados onde parâmetros como as velocidades superficiais das fases líquida e gasosa, pressão e frequência de entrada na entrada da tubulação variam entre si.

**Tabela 4.2 - Condições do escoamento.**

Ensaio	1	2	3	4	5	6
Velocidade superficial de líquido, $J_L$ (m/s)	0,330	0,332	0,330	0,525	0,670	0,658
Velocidade superficial de gás na saída, $J_{GS}$ (m/s)	0,596	1,20	1,47	0,472	0,588	1,10
Pressão de entrada, $P_{ini}$ (kPa)	102	104	105	104	108	111
Frequência de entrada (Hz)	0,596	0,615	0,550	1,400	1,965	1,550

#### 4.1 Utilização do Fator de Atrito

Segundo consta no trabalho de Górski (2008), referência na concepção do simulador NuemFlow, a pressão em qualquer ponto da tubulação (onde o regime de escoamento em golfadas é o único vigente ao longo de todo o duto) depende somente do comprimento da linha, da pressão na saída e da queda de pressão ao

longo da mesma. Esse último fator, por sua vez, é função das perdas de carga das regiões do líquido e do pistão que se propagam ao longo de todo o comprimento da tubulação e podem ser quantificadas por meio de um balanço de força em volumes de controle que delimitam cada região individual, conforme a Figura 4.1.

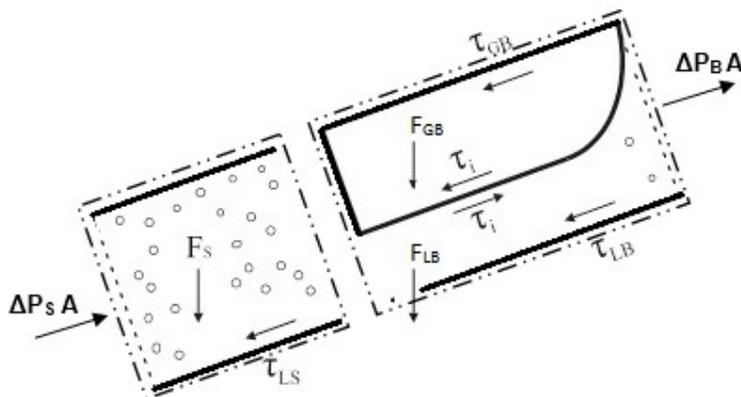


Figura 4.1 - Balanço de força nas regiões da célula unitária.

Primeiramente, ao se realizar o balanço de forças na porção do pistão líquido, nota-se que dois termos (gravitacional e friccional) regem a perda de carga ao longo da mesma, conforme a seguinte Equação (4.1):

$$\Delta P_s A = \rho_L g V_s \text{sen}(\gamma) + \tau_{LS} A_s \quad (4.1)$$

Onde  $A$  é a área da seção transversal do duto,  $V_s$  e  $A_s$  são o volume e área da região do pistão, respectivamente. É válido lembrar que nessa abordagem considera-se a hipótese de pistão não-aerado (ausência de pequenas bolhas dissolvidas em tal região), assim sendo a tensão de cisalhamento presente no pistão é proveniente do atrito entre a fase líquida e a parede do duto. De forma análoga, determinou-se a queda de pressão ao longo da região da bolha que, por sua vez, é função do peso do líquido e as tensões cisalhantes de ambas as fases ao longo do duto (conforme apresentado na Equação 4.2).

$$\Delta P_B A = \rho_L g V_B \text{sen}(\gamma) + \tau_{LB} A_s + \tau_{GB} A_{GB} \quad (4.2)$$

Notou-se pela Equação (4.2) que a quantificação das tensões de cisalhamento e, conseqüentemente, das perdas de carga dependem de parâmetros do escoamento

como velocidade das fases e suas respectivas áreas superficiais. A determinação desses parâmetros é representada na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Equações para o cálculo da queda de pressão.

	<b>Volumes</b> <b>[m<sup>3</sup>]</b>	<b>Tensões de</b> <b>Cisalhamento</b> <b>[N/m<sup>2</sup>]</b>	<b>Áreas</b> <b>[m<sup>2</sup>]</b>
<i>Pistão Líquido</i>	$V_S = \frac{\pi D^2}{4} L_S$	$\bar{\tau}_S = \frac{f_S \rho_L J^2}{2}$	$A_S = \pi D L_S$
<i>Bolha Alongada</i>	$V_B = \frac{\pi D^2}{4} L_B$	$\bar{\tau}_{LB} = \frac{f_{LB} \rho_L U_{LB}^2}{2}$	$A_{LB} = S_{LB} L_{LB}$
		$\bar{\tau}_{GB} = \frac{f_{GB} \rho_G U_{GB}^2}{2}$	

As equações que definem a perda de carga na tubulação devido ao atrito das fases com a parede do duto são funções das velocidades e densidade dos respectivos fluidos, bem como do fator de atrito de Fanning ( $f_k$ ). Esse fator depende do número de Reynolds e, conseqüentemente, do regime de escoamento identificado por ele (laminar ou turbulento). Substituindo as fórmulas da Tabela 4.3 nas Equações (4.1) e (4.2) tem-se:

$$\Delta P_{LS} A = \rho_L g \left( \frac{\pi D^2}{4} L_S \right) \text{sen}(\gamma) + \bar{\tau}_{LS} \bar{S}_{LS} L_S \quad (4.3)$$

$$\Delta P_B A = \rho_L g \left( \frac{\pi D^2}{4} L_B \right) \text{sen}(\gamma) + \bar{\tau}_{LB} \bar{S}_{LB} L_B + \bar{\tau}_{GB} \bar{S}_{GB} L_B \quad (4.4)$$

Rearranjando:

$$\Delta P_S = \frac{\rho_L g \left( \frac{\pi D^2}{4} L_S \right) \text{sen}(\gamma)}{A} + \frac{f_S \rho_L J^2 \left( \frac{\pi D}{2} L_S \right)}{A} \quad (4.5)$$

$$\Delta P_B = \frac{\rho_L g \left( \frac{\pi D^2}{4} L_B \right) \text{sen}(\gamma)}{A} + \bar{\tau}_{LB} \bar{S}_{LB} \frac{L_B}{A} + \bar{\tau}_{GB} \bar{S}_{GB} \frac{L_B}{A} \quad (4.6)$$

Por fim, simplificando, obtém-se:

$$\Delta P_S = \rho_L g L_S \text{sen}(\gamma) + \pi D \tau_s \frac{L_S}{A} \quad (4.7)$$

$$\Delta P_B = \rho_L g L_B \text{sen}(\gamma) + \bar{\tau}_{LB} \bar{S}_{LB} \frac{L_B}{A} + \bar{\tau}_{GB} \bar{S}_{GB} \frac{L_B}{A} \quad (4.8)$$

Avaliando comparativamente as quedas de pressão governantes obtidas acima com as do modelo de Górski (2008) e, conseqüentemente com as do simulador, notou-se que ambas se equivalem. Porém o autor propõe em seu trabalho que o fator de atrito utilizado seja o de Darcy (conforme Tabela 3.1) que por definição é quatro vezes maior do que o de Fanning, inserindo assim uma incoerência matemática no simulador. Como o NuemFlow segue a metodologia de Górski (2008) e a fim de corrigir o erro cometido pelo mesmo, as tensões de cisalhamento foram adaptadas e reutilizadas conforme Tabela 4.4. A alteração se deu basicamente por meio da multiplicação pelo o fator de um quarto das equações iniciais de tensões de cisalhamento do modelo. Assim pode-se utilizar o fator de atrito Darcy no simulador.

**Tabela 4.4 - Correções realizadas no modelo.**

	<b>Fator de atrito de Darcy (utilizado por Górski e implantado no NuemFlow)</b>	<b>Tensões de cisalhamento utilizadas por Górski [N/m<sup>2</sup>]</b>	<b>Tensões de cisalhamento Corrigidas [N/m<sup>2</sup>]</b>
<b>Pistão Líquido</b>	$Re_{LS} \leq 2300$ (laminar)	$\bar{\tau}_s = \frac{f_s \rho_L J^2}{2}$	$\bar{\tau}_s = \frac{f_s \rho_L J^2}{8}$
	$f_{LS} = \frac{64}{Re_{LS}}$	$f_s$ (Fanning)	$f_s$ (Darcy)
	$Re_{LS} > 2300$ (turbulento)		
	$f_{LS} = \frac{0,3164}{Re_{LS}^{0,25}}$		
	$Re_{kB} \leq 2300$ (laminar)	$\bar{\tau}_{LB} = \frac{f_{LB} \rho_L U_{LB}^2}{2}$	$\bar{\tau}_{LB} = \frac{f_{LB} \rho_L U_{LB}^2}{8}$

<i>Bolha</i> <i>Alongada</i>	$f_{kB} = \frac{64}{Re_{kB}}$	$f_S$ (Fanning)	$f_S$ (Darcy)
	$Re_{kB} > 2300$ (turbulento)	$\bar{\tau}_{GB} = \frac{f_{GB}\rho_L U_{GB}^2}{2}$	$\bar{\tau}_{GB} = \frac{f_{GB}\rho_L U_{GB}^2}{8}$
	$f_{kB} = \frac{0,3164}{Re_{kB}^{0,25}}$	$f_S$ (Fanning)	$f_S$ (Darcy)

As correções descritas acima foram então implantadas no NuemFlow tanto para o cálculo hidrodinâmico de Rodrigues (2006) quanto para o de Taitel e Barnea (1990). Os resultados provenientes dessas e das demais correções (apresentadas nas próximas seções) realizadas são apresentadas no Capítulo 5 – Resultados do Modelo Hidrodinâmico.

#### 4.2 Frequência da Célula Unitária (freq.)

No simulador dados de entrada como o diâmetro e comprimento da tubulação, vazões e propriedades das fases são necessários para inicializar o processo de cálculo a fim de determinar as principais variáveis que controlam o escoamento em golfadas. Um dos primeiros parâmetros calculados que utiliza os dados anteriormente citados para sua determinação é a frequência. Fator esse que representa quantas células unitárias (conjunto de pistão líquido e bolha de gás alongada) passam por determinado ponto da tubulação por unidade de tempo.

Segundo Górski (2008), para a determinação da frequência a literatura dispõe somente de correlações para escoamentos horizontais, dentre elas destacando-se a de Heywood e Richardson (1979). Em seu trabalho, estes autores determinaram a frequência da célula unitária pelo método de absorção de raios gama para escoamento bifásico de água e ar em dutos horizontais, dada pela Equação (4.9).

$$freq = 0,0434 \left[ \frac{j_L}{j} \left( \frac{2,02}{D} + \frac{j^2}{gD} \right) \right]^{1,02} \quad (4.9)$$

Porém, quando se realizou a verificação dimensional da fórmula presente no simulador desenvolvido no NUEM, notou-se que a mesma tinha sido implantada de forma incorreta. Dessa análise identificou-se que o NuemFlow não elevava à

segunda potência a velocidade superficial presente no segundo termo em parênteses da Equação (4.9). Assim se subestima a quantidade de células unitárias que fluem no interior do duto por unidade de tempo e, conseqüentemente, a determinação de parâmetros do escoamento como o perímetro molhado, diâmetro hidráulico e fração de líquido na região da bolha ( $S_{LB}$ ,  $Dh_{LB}$  e  $R_{LB}$ , respectivamente) eram diretamente influenciados.

Uma das conseqüências diretas desse erro pode residir na quantificação da queda de pressão no duto, pois o erro distorcia (mesmo que de maneira marginal) a determinação dos parâmetros de escoamento citados acima. Tais variáveis, por sua vez, são primordiais para o cálculo das pressões em todos os pontos da tubulação e, por conseguinte sua queda ao longo da mesma.

### 4.3 Velocidade do Líquido na Região da Bolha ( $U_{LB}$ )

Uma das últimas etapas da metodologia de cálculo do modelo hidrodinâmico de escoamento bifásico, porém não menos importante, é a determinação das velocidades superficiais das fases em cada região do padrão golfada. Essas variáveis são diretamente responsáveis pela quantificação da perda de carga ao longo do duto, pois determinam o valor do fator de atrito do líquido e do gás nas regiões, por conseguinte, as tensões de cisalhamento entre essas fases e a parede do duto.

Ao se realizar a verificação das velocidades notou-se que o simulador NuemFlow possuía uma inconsistência no cálculo da velocidade do líquido na região da bolha ( $U_{LB}$ ). Segundo Rodrigues (2006), esse parâmetro é função da velocidade de translação da bolha ( $U_T$ ), da velocidade superficial ( $J$ ) e da fração de líquido na região ( $R_{LS}$ ) conforme a Equação (4.10).

$$U_{LB} = U_T + \frac{(J - U_T)}{(1 - R_{LS})} \quad (4.10)$$

Já na equação de Górski (2008) a velocidade calculada, também utilizada no simulador, multiplicava o segundo termo da Equação (4.10) pela fração de líquido no pistão ( $R_{LS}$ ). Tal divergência subestima a perda de carga devido ao atrito entre o fluido em escoamento e a parede da linha, afetando assim a determinação da queda de pressão através do duto.

$$U_{LB} = U_T + R_{LS} \frac{(U_{LS} - U_T)}{R_{LB}} \quad (4.11)$$

Essa correção deve ser aplicada nos modelos de Rodrigues (2006) e Górski (2008), pois ambos consideram o pistão de líquido não aerado, ou seja, não há bolhas de gás dispersas no meio predominantemente líquido. Caso essa hipótese não seja considerada, como em Taitel e Barnea (1990), a Equação (4.10) está corretamente implantada no algoritmo do programa.

#### 4.4 Parâmetros para o Cálculo das Equações Constitutivas

Para a solução e fechamento das equações governantes da metodologia de Górski (2008) foram necessárias equações constitutivas para o cálculo de variáveis como fator de intermitência ( $\beta$ ) e a velocidade de translação da bolha ( $U_T$ ). A determinação desses parâmetros do escoamento depende de constantes obtidas experimentalmente que, por sua vez, assumem valores distintos em função das configurações do escoamento. As Equações (4.12) e (4.13) demonstram a utilização de tais constantes.

$$U_T = C_0 J + C_1 \sqrt{gD} \quad (4.12)$$

Onde  $C_0$  e  $C_1$  dependem do número de Froude ( $Fr$ ), dado por:

$$Fr = \frac{J}{\sqrt{gD}} \quad (4.13)$$

$$Fr \leq 3.5 \rightarrow C_0 = 1, C_1 = 0,0542 \quad Fr > 3.5 \rightarrow C_0 = 1,2 \quad C_1 = 0$$

Já  $C_2$  e  $C_3$ , que variam em função do tipo de fluido em escoamento e da inclinação da tubulação, são utilizadas no cálculo do fator de intermitência do escoamento. Esse parâmetro é a relação entre o comprimento da bolha ( $L_B$ ) e o da célula unitária ( $L_U$ ), como evidenciado na Equação (4.14):

$$\beta = C_2 \frac{J_G}{J} + C_3 = \frac{L_B}{L_B + L_S} = \frac{L_B}{L_U} \quad (4.14)$$

Em seu trabalho Rodrigues (2006) quantifica as constantes discutidas acima em função dos fluidos especificamente utilizados em seus ensaios (ar-água ou ar-glicerina), conforme a Tabela 4.5. No entanto, dada as características operacionais

do NuemFlow, seria necessário que tais parâmetros fossem determinados para fluidos de naturezas físico-químicas diferentes, típicas de hidrocarbonetos, condição essa que até o presente momento não foi implantada. Essa restrição pode gerar erros que influenciam nos resultados numéricos finais do simulador.

**Tabela 4.5 - Valores das Constantes C0, C1, C2 e C3. (Adaptado: Rodrigues, 2006)**

<i>Par de Fluidos</i>	<i>Ar-Água (A@W)</i>	<i>Ar-Glicerol (A@G)</i>	<i>N<sub>2</sub>-Óleo (N@O)</i>
Constante C0 Para cálculo VB	1,120	1,270	1,800
Constante C1 Para cálculo VB	0,000	0,000	0,000
Constante C2 Para cálculo $\beta$	0,819	0,819	0,919
Constante C3 Para cálculo $\beta$	0,242	0,242	0,073

Tendo como objetivo monitorar o escoamento em golfadas, quando utilizado o modelo de Rodrigues (2006) o simulador necessita obter os valores de  $C_0$ ,  $C_1$ ,  $C_2$  e  $C_3$  para as múltiplas combinações composicionais distintas de hidrocarbonetos e gases (metano, etano, etc.) presentes nas linhas de petróleo e gás. Assim a adaptação do cálculo das constantes acima para os mais distintos tipos de arranjos de fluidos se mostra, por ora, um desafio para o simulador.

#### **4.5 Avaliação dos Modelos Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990)**

Presentes na metodologia de cálculo desenvolvida por Górski (2008) os modelos de Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990) atuam de forma pontual nas simulações, pois predizem a fração de líquido na região da bolha ( $R_{LB}$ ) e o comprimento das regiões do pistão líquido ( $L_S$ ) e da bolha de gás ( $L_B$ ). A determinação das variáveis citadas anteriormente é fundamental para o cálculo das velocidades superficiais das fases presentes em cada região do escoamento e, por conseguinte, das suas respectivas perdas de carga. Com base na importância dos modelos supracitados na rotina de cálculo do NuemFlow, observou-se a necessidade de quantificar a convergência dos mesmos por meio da avaliação da queda de pressão ao longo do escoamento. Esse parâmetro foi escolhido pois, além

de ser o resultado mais prático e importante da modelagem hidrodinâmica, julga-se que ele também represente o reflexo da influência de todas as outras variáveis monitoradas sobre o simulador.

Para esse fim seis ensaios, cujas condições de escoamento estão presentes nas Tabelas 4.1 e 4.2, foram simulados no *software* e os resultados numéricos fornecidos pelos modelos comparados entre si como ilustram as Figuras 4.2 e 4.3.

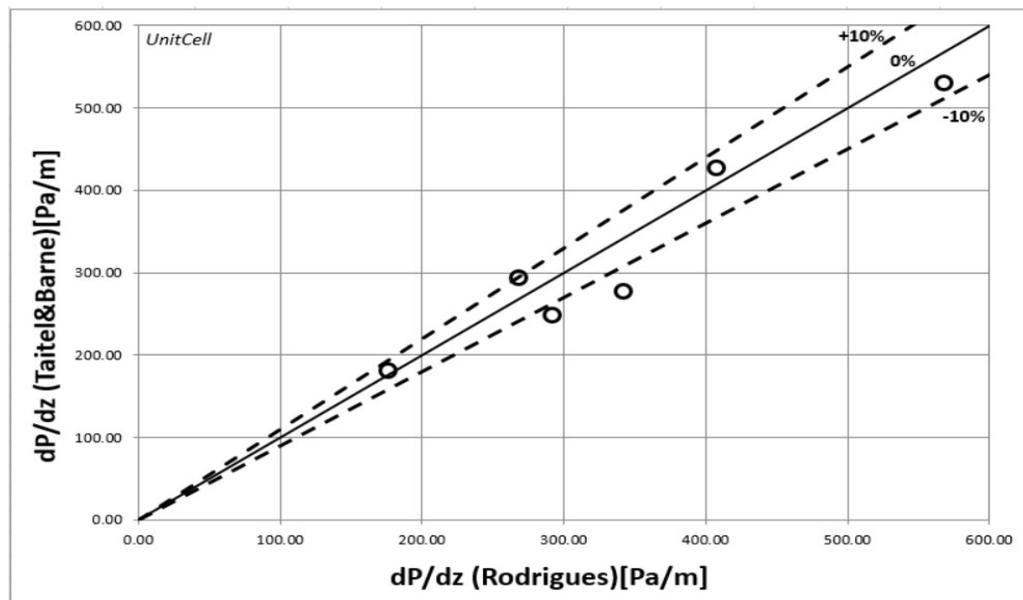


Figura 4.2 - Queda de pressão comparativa entre Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990) – Discretização por célula unitária.

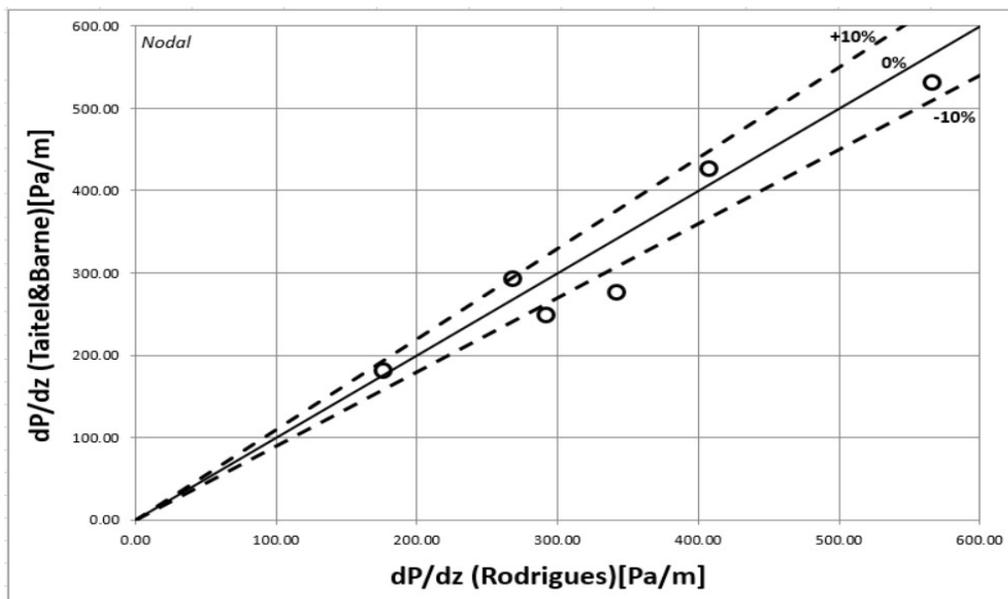


Figura 4.3 - Queda de pressão comparativa entre Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990) – Discretização Nodal.

Da análise dos resultados das Figuras 4.2 e 4.3 obteve-se um erro médio entre os modelos de 9,4% para o parâmetro avaliado. Conforme apresentado no capítulo de modelagem hidrodinâmica do simulador pode-se notar que os modelos de Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990) possuem considerações distintas para a determinação de alguns parâmetros de escoamento. Dentre eles destaca-se a forma com que a fase gasosa é tratada na região da bolha. O primeiro modelo não entra no mérito de calcular os detalhes geométricos do perfil da bolha de gás, considerando assim uma bolha “quadrada” nessa região. Já Taitel e Barnea (1990) se preocuparam em ter um método de avaliação do perfil da bolha de gás, fato esse que pode ser uma das causas principais na divergência apontada no início do parágrafo. De maneira geral, considerando-se as abordagens de cálculo significativamente distintas entre os modelos, acredita-se que os resultados obtidos para a convergência dos modelos são satisfatórios.

#### 4.6 Avaliação dos métodos de discretização Nodal e Célula Unitária

Como citado no capítulo anterior, os modelos matemáticos do simulador desenvolvido pelo Núcleo de Escoamento Multifásico (NuemFlow) utilizam dois métodos distintos de discretização do duto. Por meio desses o monitoramento dos

principais parâmetros do escoamento bifásico em padrão de golfadas é realizado simultaneamente em diversos pontos distintos ao longo da tubulação. O primeiro deles, denominado Método Nodal, subdivide a tubulação em segmentos de igual comprimento, sendo que o número de subdivisões é um dado de entrada que deve ser fornecido pelo usuário. O segundo método (Célula Unitária) possui característica distinta. Nele o espaçamento da malha (comprimento dos segmentos de cálculo) é determinado pelo próprio programa, sendo assim função das condições do escoamento.

Ambos os métodos foram simulados sobre idênticas condições de escoamento, propriedades dos fluidos (definidas no início do Capítulo 4) e modelos a fim de verificar a consistência do simulador. Por ser a variável que sofre influência de todos os outros parâmetros hidrodinâmicos monitorados no escoamento em golfadas, a queda de pressão ao longo do duto foi tomada como referência para a avaliação. As Figuras 4.4 e 4.5 ilustram comparativamente os resultados encontrados.

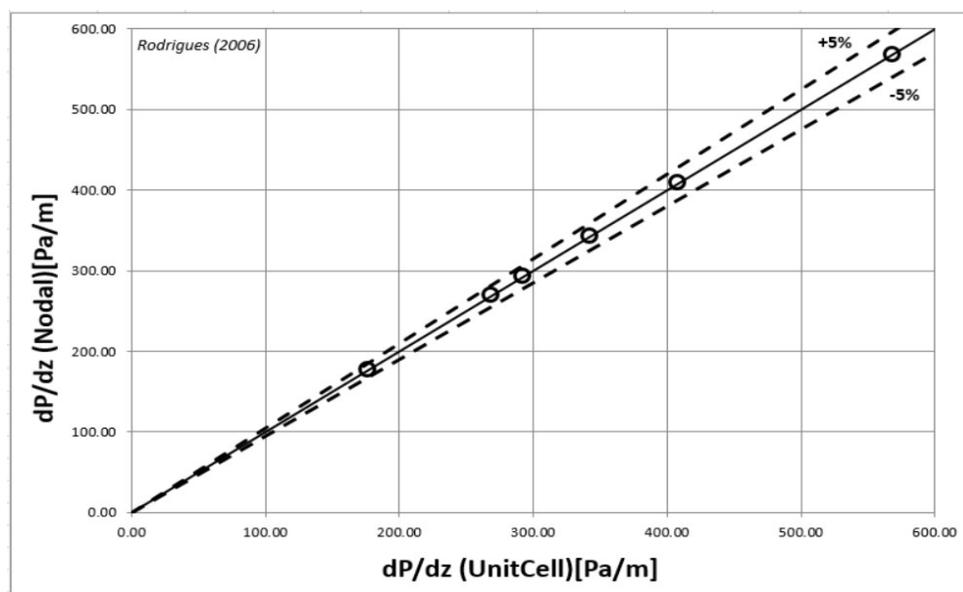


Figura 4.4 - Queda de pressão comparativa entre Célula Unitária e Nodal - Rodrigues (2006).

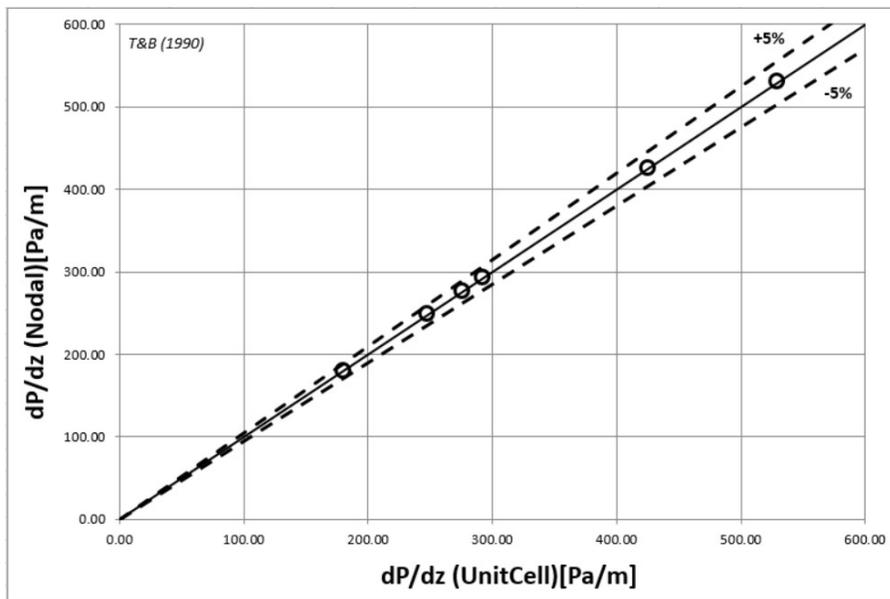


Figura 4.5- Queda de pressão comparativa entre Unitcell e Nodal – Taitel e Barnea (1990).

A análise das Figuras 4.4 e 4.5 permite observar que os métodos de determinação dos pontos de monitoramento do escoamento em golfadas ao longo da tubulação não influenciam nos resultados do programa. Os erros médios entre Célula Unitária e Nodal para ambos os modelos de Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990) foi de 0.1%, evidenciando assim consistência dos métodos.

#### 4.7 Avaliação dos Critérios de Parada

Utilizado para a determinação do início e término da bolha de gás no modelo de Taitel e Barnea (1990), o critério de parada teve sua metodologia de cálculo estudada e avaliada a fim de serem encontrados erros que influenciassem os resultados finais do simulador. Utilizado com o intuito anteriormente citado, o critério de parada estabelece comprimento da bolha de gás por meio da verificação do sinal da derivada da altura do filme líquido ao longo do perfil da bolha ( $dh/dz$ ). Esse sinal, em condições ideais, deve iniciar com um valor negativo no nariz da bolha passando a ser zero ao longo de toda a parte plana da mesma. A partir do momento em que a derivada sofre uma alteração abrupta em seu valor o método considera que tal ponto é o término da região da bolha, calculando assim o seu comprimento. Após a determinação dessa variável, parâmetros como os comprimentos da célula unitária ( $L_U$ ), região do pistão ( $L_S$ ), bem como o fator de intermitência ( $\beta$ ) são calculados

repetitivamente uma vez que são individualmente utilizados como critério para finalizar o processo iterativo de cálculo.

Nessa avaliação todas as equações e metodologias de cálculo abordadas foram devidamente obedecidas, porém a utilização do fator de intermitência como critério de parada não obteve resultados condizentes com os demais parâmetros ( $L_U$ ,  $L_S$  e  $L_B$ ). Ao simular seis casos de escoamento horizontal ar-água em golfadas, sobre as condições de escoamento descritas no início do Capítulo 4, notou-se que os critérios  $L_U$ ,  $L_S$  e  $L_B$  não apresentam resultados distintos entre si para o cálculo do comprimento da bolha, porém o mesmo comportamento não ocorre para  $\beta$ . As Tabelas 4.6 e 4.7 resumem os resultados adquiridos para as simulações utilizando o método nodal e célula unitária, respectivamente.

**Tabela 4.6 - Critério de Parada utilizando o método nodal.**

	<i>LB/D</i> (Critério -LU)	<i>LB/D</i> (Critério -LS)	<i>LB/D</i> (Critério -LB)	<i>LB/D</i> (Critério - $\beta$ )	<i>Erro do</i> <i>Critério</i> $\beta$
Ensaio 1	26,13654	26,13654	26,13654	86,49808	<b>231%</b>
Ensaio 2	78,50962	78,50962	78,50962	319,5100	<b>307%</b>
Ensaio 3	109,1277	109,1277	109,1277	464,2127	<b>325%</b>
Ensaio 4	14,46769	14,46769	14,46769	20,75192	<b>43%</b>
Ensaio 5	17,55923	17,55923	17,55923	24,37885	<b>39%</b>
Ensaio 6	42,39308	42,39308	42,39308	89,63923	<b>111%</b>

**Tabela 4.7 - Critério de Parada utilizando o método célula unitária.**

	<i>LB/D</i> (Critério -LU)	<i>LB/D</i> (Critério -LS)	<i>LB/D</i> (Critério -LB)	<i>LB/D</i> (Critério - $\beta$ )	<i>Erro do</i> <i>Critério</i> $\beta$
Ensaio 1	26,13654	26,13654	26,13654	86,49808	<b>231%</b>
Ensaio 2	78,50962	78,50962	78,50962	319,5100	<b>307%</b>
Ensaio 3	109,1277	109,1277	109,1277	464,2127	<b>325%</b>
Ensaio 4	14,46769	14,46769	14,46769	20,75192	<b>43%</b>
Ensaio 5	17,55923	17,55923	17,55923	24,37885	<b>39%</b>
Ensaio 6	42,39308	42,39308	42,39308	89,63923	<b>111%</b>

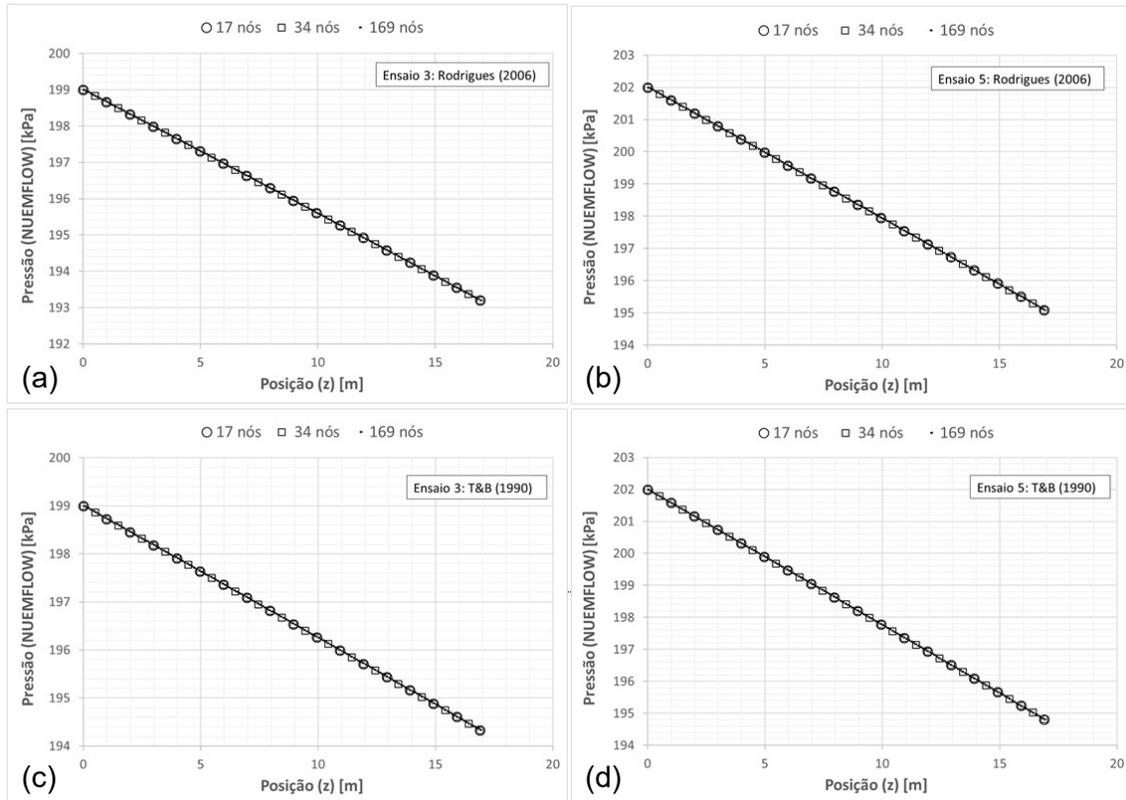
O método de parada através do critério de beta ( $\beta$ ) mostrou-se numericamente instável, devendo ser revisto e, por ora, seu uso deve ser evitado. Uma revisão do trabalho do Górski (2008) mostrou que, apesar de coerentemente implantado, o uso deste critério mostra erros inaceitáveis que se refletem no cálculo das quedas de pressão e outros parâmetros. Como última observação, deve-se frisar que os

critérios de parada apresentados na Tabela 4.6 derivam todos da mesma expressão (Eq. (39) - Górski, 2008), não havendo, portanto, uma razão específica que não a numérica para que o critério de parada em beta apresente resultados tão divergentes dos demais.

#### **4.8 Teste de Malha Hidrodinâmico**

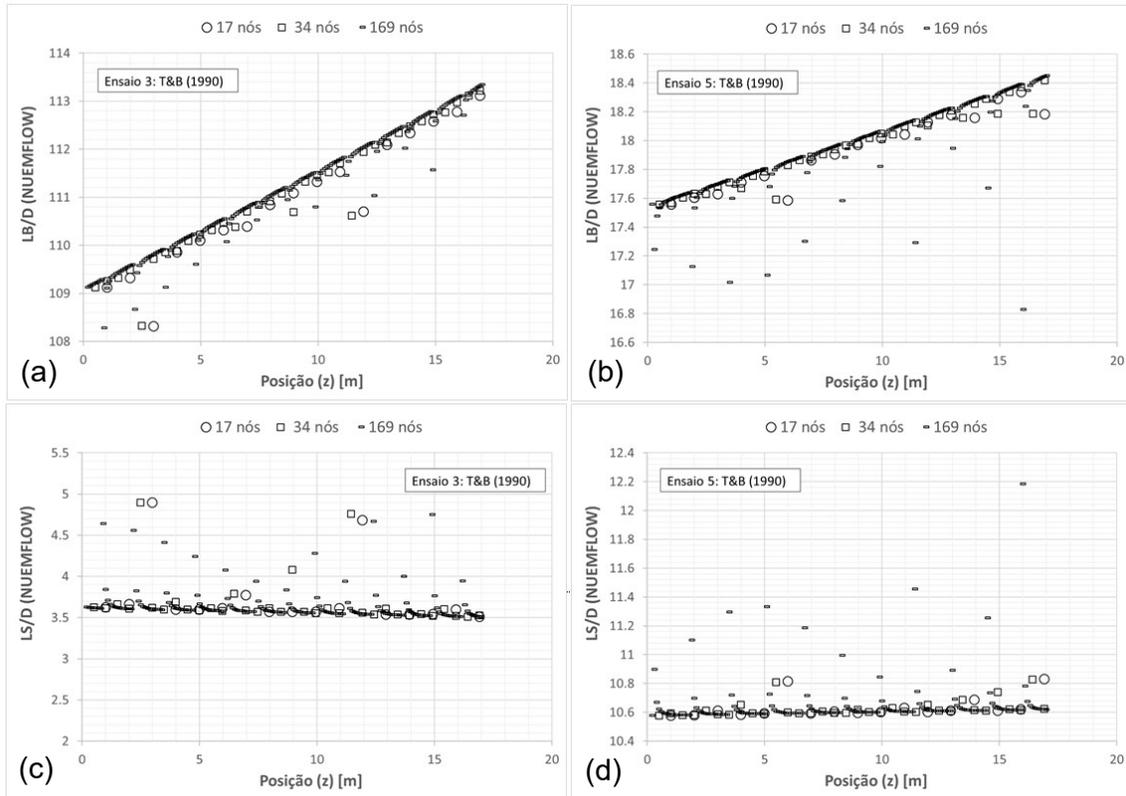
Por último realizou-se testes de malha no programa a fim de evidenciar a influência da quantidade de nós (segmentos de cálculo) sobre a consistência do simulador. Esse teste também teve por objetivo verificar se em algum ponto sobre o comprimento da tubulação o *software* sofre perturbações, abortando sua execução ou inserindo erro nos resultados hidrodinâmicos. Com este objetivo, simularam-se os casos 3 e 5 definidos nas Tabelas 4.1 e 4.2 utilizando-se a metodologia Nodal de cálculo com respectivamente, 17, 34 e 169 nós (o que resulta em pontos de avaliação do escoamento a cada metro, meio metro e dez centímetros respectivamente). Vale ressaltar que os casos citados acima foram selecionados, pois apresentaram o menor e o maior erro para a queda de pressão no escoamento, respectivamente.

Realizadas tanto para o modelo de Rodrigues (2006) quanto para Taitel e Barnea (1990) os resultados numéricos obtidos para os parâmetros analisados foram inseridos num gráfico em função da posição ao longo da tubulação, como ilustra a Figura 4.6 para o monitoramento da pressão.



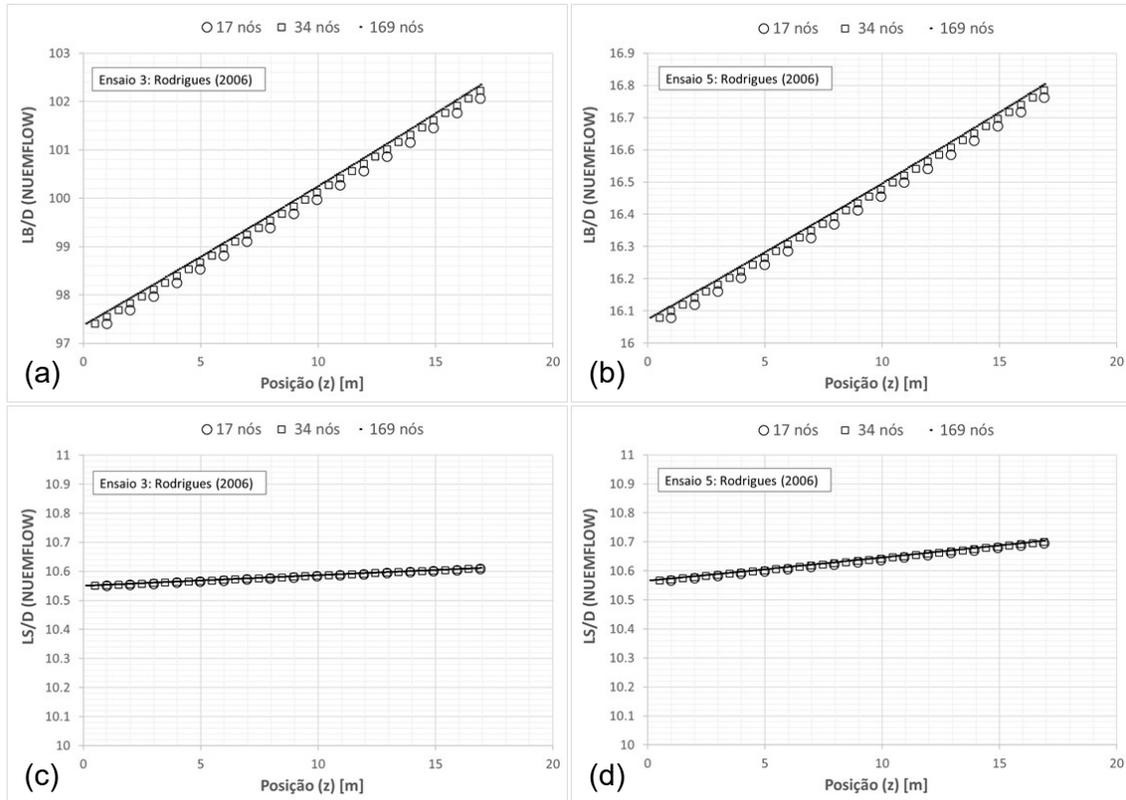
**Figura 4.6 – Teste de Malha para a pressão utilizando os modelos de Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990).**

Da análise dos gráficos observou-se que o refinamento da malha não influencia no resultado numérico da pressão na linha tanto para ambas as abordagens hidrodinâmicas, porém o mesmo não se pode dizer do monitoramento de parâmetros como o comprimento das regiões do pistão e da bolha para o modelo de Taitel e Barnea (1990). A Figura 4.7 ilustra posições ao longo da linha onde há distorções dos resultados médios do comprimento do pistão e da bolha. Não há, até o momento, uma explicação teórica ou numérica para o comportamento oscilatório do modelo de Taitel & Barnea em relação aos comprimentos do pistão de líquido e da bolha alongada.



**Figura 4.7 – Teste de Malha para os comprimentos médios da bolha e do pistão, utilizando o modelo de Taitel e Barnea (1990).**

Diferentemente das perturbações pontuais sofridas durante o monitoramento e predição dos comprimentos médios das regiões características do escoamento em golfadas, o modelo de Rodrigues (2006) demonstra não sofrer influência do refinamento de malha (ilustrado na Figura 4.8).



**Figura 4.8 – Teste de Malha para os comprimentos médios da bolha e do pistão, utilizando o modelo de Rodrigues (2006).**

Acredita-se que o comportamento apresentado nos gráficos acima é resultante da ausência da determinação do perfil da bolha nesse modelo. Pode-se dizer que para Rodrigues a bolha de gás possui um formato retangular ao longo de todo o seu comprimento, o que simplifica a determinação dessa variável e reduz a possibilidade de erros serem inseridos no processo iterativo.

## 5 RESULTADOS DO MODELO HIDRODINÂMICO

Após a conclusão das atividades de avaliação da metodologia de cálculo, dos modelos hidrodinâmicos do simulador e da lógica implantada no algoritmo do programa, bem como realizadas as considerações que se julgaram indispensáveis fez-se necessário analisar a eficiência do modelo hidrodinâmico. Para tal, a comparação entre os resultados numéricos gerados por ele e dados experimentais do escoamento em golfadas tornou-se imprescindível.

A fim de executar o que foi proposto no parágrafo anterior, dados experimentais do padrão modelado foram adquiridos de trabalhos desenvolvidos no laboratório de mecânica dos fluidos da Universidade de Campinas (UNICAMP). Na dependência citada anteriormente, ensaios experimentais em tubos horizontais de 20 metros de comprimento e uma polegada de diâmetro foram realizados para o padrão de escoamento bifásico (água e ar) em golfadas. As condições anteriormente mencionadas são descritas na Tabela 5.1.

**Tabela 5.1 – Ensaios da UNICAMP: Condições geométricas e propriedade das fases.**

Parâmetros	Ar e água
Comprimento do duto, L [m]	16,9
Diâmetro do duto, D [m]	0,026
Densidade do líquido, $\rho_L$ [kg/m <sup>3</sup> ]	999
Densidade do gás, $\rho_G$ [kg/m <sup>3</sup> ]	1,21
Viscosidade do líquido, $\mu_L$ [cP]	0,855
Viscosidade do gás, $\mu_G$ [cP]	0,0181
Tensão superficial, $\sigma$ [N/m]	0,0727

Munidos de instrumentos de aquisição de dados, quatro estações de medição monitoraram ininterruptamente os principais parâmetros do padrão golfada para seis ensaios distintos, conforme reproduzido na Tabela 5.2. A partir dos valores adquiridos calcularam-se as médias de propriedades como comprimento da bolha ( $L_B$ ), comprimento de pistão ( $L_S$ ), velocidade de translação ( $U_T$ ) e pressão ( $P$ ) ao longo do comprimento do duto, dados esses que foram utilizados como referência para a análise de desempenho do simulador.

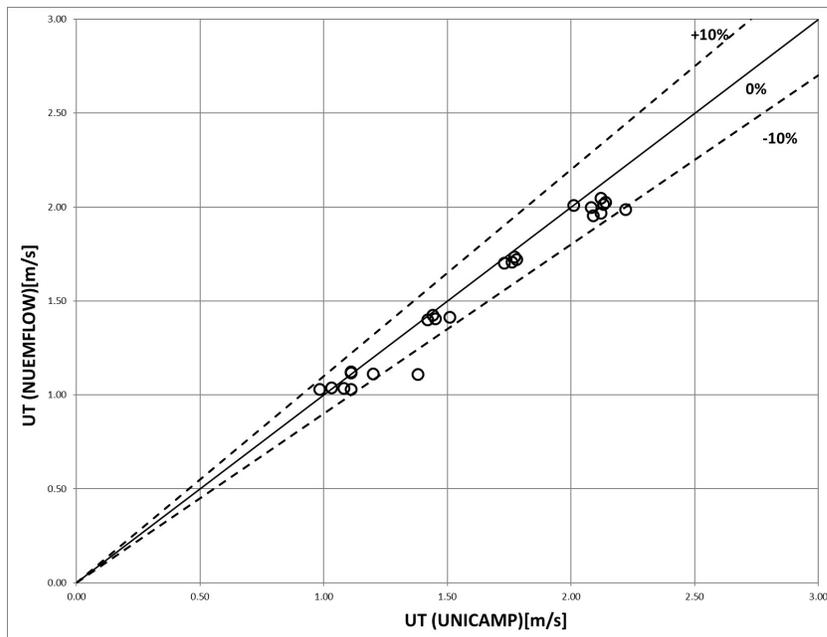
**Tabela 5.2 - Ensaios da UNICAMP: Condições de entrada do escoamento.**

<b>Ensaios</b>	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>	<b>4</b>	<b>5</b>	<b>6</b>
Velocidade superficial de líquido, $J_L$ [m/s]	0,330	0,332	0,330	0,525	0,670	0,658
Velocidade superficial de gás na saída, $J_{GS}$ [m/s]	0,596	1,20	1,47	0,472	0,588	1,10
Pressão de entrada, $P_{ini}$ [KPa]	102	104	105	104	108	111
Frequência de entrada [Hz]	0,596	0,615	0,550	1,400	1,965	1,550
<b>Estações de análise (L/D)</b>	0	0	0	0	0	0
	140	140	140	140	140	140
	367	367	367	367	367	367
	650	650	650	650	650	650

A partir das condições desenvolvidas no trabalho experimental utilizado como referência, simulações (sob as mesmas condições) foram processadas utilizando o NuemFlow tanto para os modelos de Rodrigues (2006) quanto para Taitel e Barnea (1990). Dos resultados fornecidos por estes modelos foram elaborados gráficos comparativos entre resultados numéricos e os dados da UNICAMP, ao passo que os valores numéricos adquiridos para tal elaboração se encontram no ANEXO A.

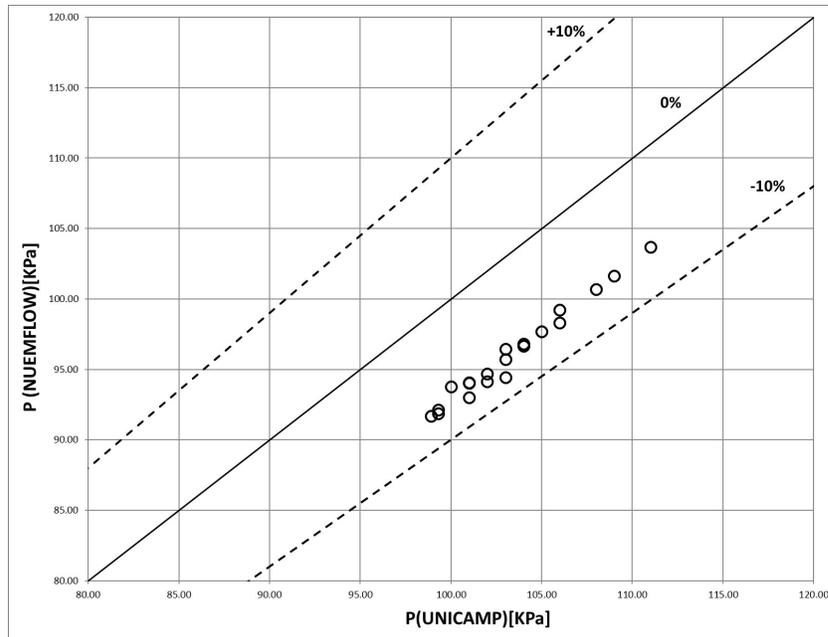
### **5.1 Resultados Hidrodinâmicos utilizando Rodrigues (2006)**

Atuando na quantificação dos comprimentos das regiões típicas do escoamento em golfadas, bem como na determinação da velocidade das fases líquida e gasosa nas mesmas, a velocidade de translação da bolha torna-se o primeiro parâmetro de grande importância para avaliar o comportamento do simulador em análise. Para esse fim plotou-se no eixo das abcissas os valores experimentais adquiridos do trabalho desenvolvido pela UNICAMP e, em contraposição, na ordenada inseriram-se dados resultantes da modelagem implantada no NuemFlow. A Figura 5.1 ilustra como o método comparativo descrito anteriormente foi executado para as quatro estações dos seis ensaios (totalizando assim 24 registros de dados).



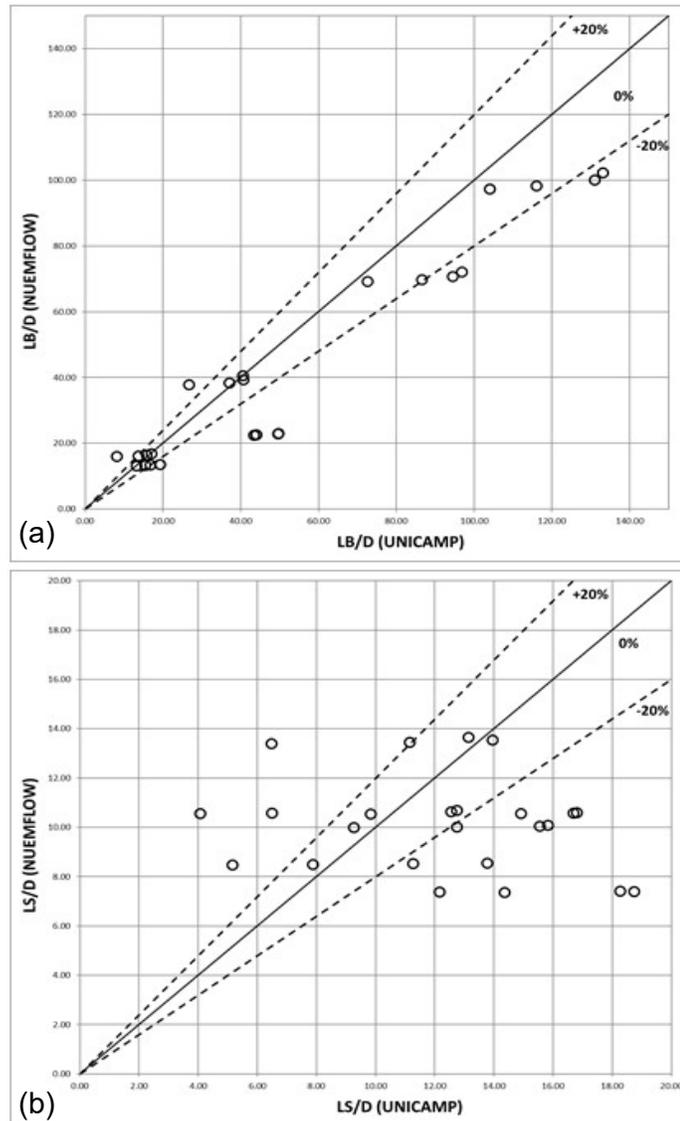
**Figura 5.1 - Comparação entre resultados experimentais e numéricos para  $U_T$  utilizando o modelo Rodrigues (2006).**

A análise da Figura 5.1 demonstrou que o simulador apresenta um desvio médio inferior a 10% para os resultados experimentais ao longo de todo o comprimento da tubulação, valor esse considerado satisfatório. Esse resultado reflete diretamente na queda de pressão ao longo da tubulação e, conseqüentemente, nas pressões pontualmente localizadas e monitoradas ao longo de toda a tubulação como observado na Figura 5.2. Essa relação se dá uma vez que a queda de pressão estabelecida por Górski (2008) depende somente de perdas de carga friccionais em escoamentos horizontais. Essas perdas são quantificadas a partir das velocidades de cada fase nas regiões onde se localizam e essas, por sua vez, são funções das velocidades de translação da bolha.



**Figura 5.2 - Comparação entre resultados experimentais e numéricos para  $P(z)$  utilizando o modelo Rodrigues (2006).**

A determinação da pressão ao longo da tubulação é um dos principais objetivos a ser alcançado dos modelos hidrodinâmicos. Considerando que o erro absoluto médio encontrado para esse parâmetro é inferior a 10% como evidenciado na figura acima, pode-se concluir que apesar da complexidade do escoamento em golfadas o a metodologia de Górski implantada no NuemFlow desempenha bem a sua função. Porém a mesma consideração não pode ser realizada para a predição de parâmetros como o comprimento médio das regiões, como pode ser observado na Figura 5.3. Nela nota-se que apesar de se ter encontrado pontos com erros inferiores a 20%, majoritariamente os resultados ultrapassam esse valor.



**Figura 5.3 - Comparações entre resultados experimentais e numéricos para  $L_B$  e  $L_S$  utilizando o modelo Rodrigues (2006).**

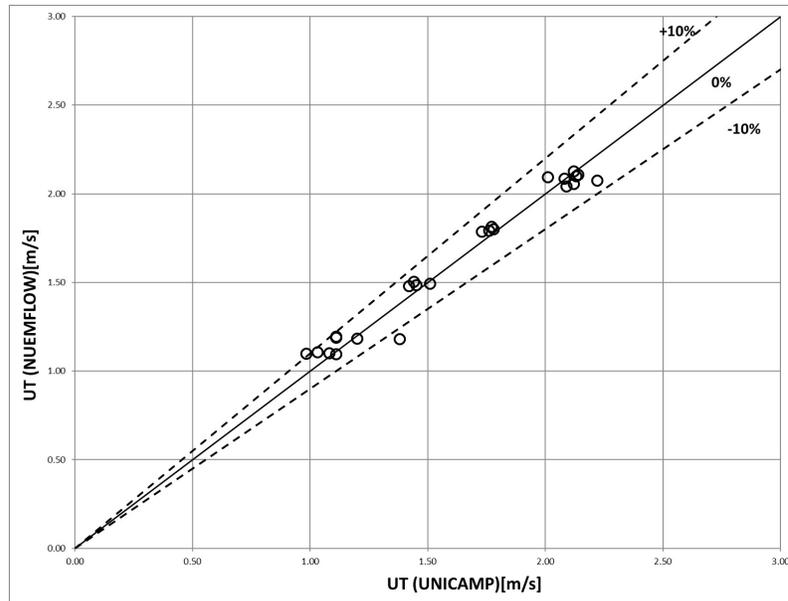
Conhecendo-se a complexidade do escoamento em golfadas apontam-se como principais causas para a divergência encontrada na predição dos comprimentos médios da região do pistão e da bolha o fenômeno da coalescência. Presente nas linhas de petróleo e gás ela consiste na união de duas células unitárias devido ao encontro da frente e a traseira de duas regiões de bolha consecutivas. Como os trabalhos de Górski (2008), Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990) modelam o escoamento em golfadas de maneira estacionária o fenômeno citado anteriormente não é quantificado devido ao seu caráter transiente, limitando assim a confiabilidade no modo pelo qual são determinados o comprimento das regiões do

pistão e bolha. Outro fator que é importante de ser considerado diz respeito à dificuldade em se captar os comprimentos das fases em ensaios experimentais. Como os dados foram fornecidos da UNICAMP não se tem condições, a rigor, de afirmar que o efeito da coalescência também foi captado na bancada experimental, gerando incertezas quanto a precisão dos valores empíricos captados.

A partir da consideração feita anteriormente, conclui-se que o simulador possui restrições para monitorar os comprimentos das regiões do padrão golfada, pois a essência de sua modelagem não permite captar fenômenos como o de coalescência. Fato esse que também não é motivo para descartá-lo, como pode-se observar há outras variáveis do escoamento que o NuemFlow consegue desempenhar de maneira satisfatória a sua função (como evidenciado na Figura 5.2 para a predição da pressão através do comprimento da linha).

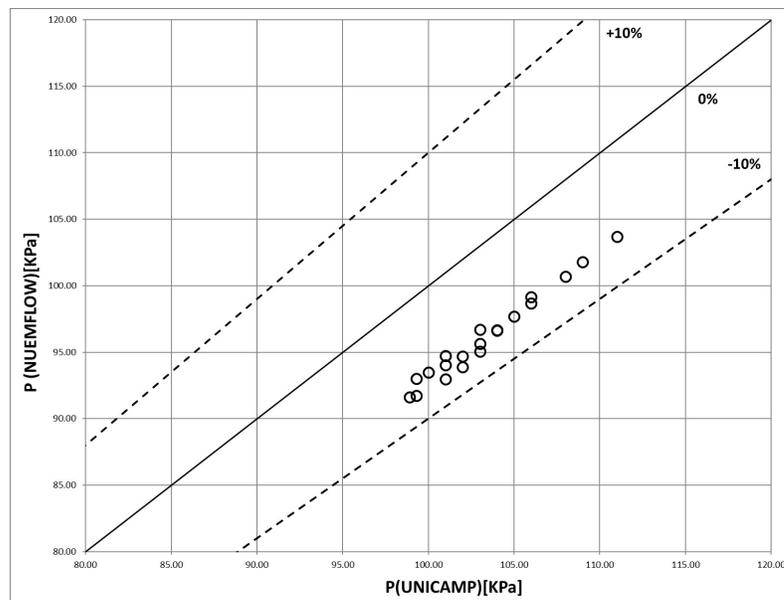
## **5.2 Resultados Hidrodinâmicos utilizando Taitel e Barnea (1990)**

De forma análoga à desenvolvida para o modelo analisado anteriormente, os dados experimentais da UNICAMP foram utilizados como referência para a avaliação da consistência hidrodinâmica do simulador para o modelo de Taitel e Barnea (1990). Devido a sua recorrente aparição na quantificação de outros parâmetros do escoamento em golfadas, a predição correta da velocidade de translação da bolha se faz necessária. A Figura 5.4 ilustra o índice assertivo dessa variável para o modelo em análise. Dela pode-se observar o de maneira geral o simulador desempenha de maneira satisfatório o cálculo de tal parâmetro para todos os pontos monitorados, pois na média absoluta os erros não ultrapassam 10% os valores estipulados nos ensaios experimentais.



**Figura 5.4 - Comparação entre resultados experimentais e numéricos para UT utilizando o modelo Taitel e Barnea (1990).**

A Figura 5.5, por sua vez, ilustra o monitoramento da pressão ao longo da tubulação. Observa-se que, assim como o modelo anteriormente avaliado, esses parâmetros do escoamento apresentam bons resultados.



**Figura 5.5 - Comparação entre resultados experimentais e numéricos para P (z) utilizando o modelo Taitel e Barnea (1990).**

Porém, assim como observado no modelo de Rodrigues, parâmetros como os comprimentos da bolha e do pistão não são tão eficientemente capturados pelo *software*. A Figura 5.6 ilustra evidência essa deficiência sobre os parâmetros anteriormente citados, limitando assim a aplicabilidade do simulador quando se necessita monitorar tais variáveis.

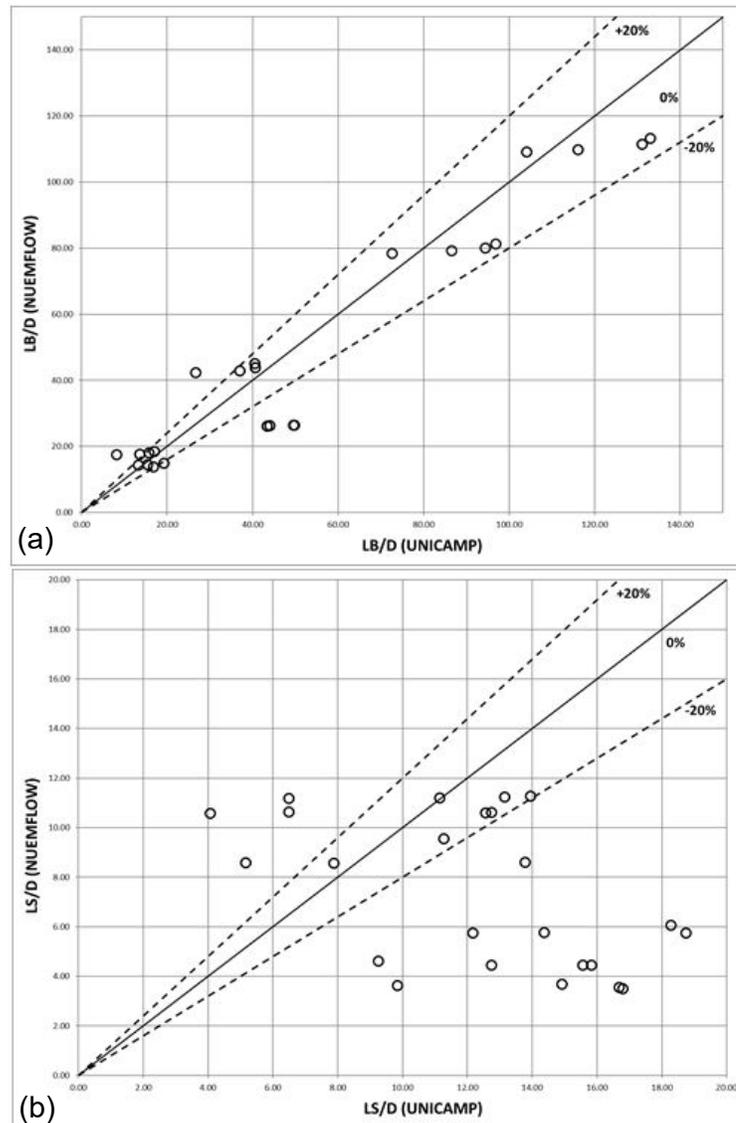


Figura 5.6- Comparações entre resultados experimentais e numéricos para  $L_B$  e  $L_S$  utilizando o modelo Taitel e Barnea (1990).

## 6 AVALIAÇÃO DO MODELO TÉRMICO

Com o término da avaliação hidrodinâmica o simulador desenvolvido pelo Núcleo de Escoamentos Multifásicos foi novamente inspecionado, porém desta vez com o intuito de verificar o modelo térmico nele implantado. Essa análise se fez necessária porque o cálculo térmico influencia não somente a perda de carga do escoamento, como também as propriedades físico-químicas dos fluidos. Devido ao modelo térmico desenvolvido e aplicado no NuemFlow variáveis como densidade e viscosidade das fases em escoamento podem ser calculadas em função tanto da pressão quanto da temperatura, a depender das condições de simulação escolhidas pelo usuário. Esses cálculos permitem que as propriedades físico-químicas dos fluidos sejam corrigidas em cada segmento de cálculo, possibilitando assim simular as condições locais (*in situ*) do escoamento. Por fim repetem-se os cálculos do modelo hidrodinâmico com tais parâmetros corrigidos, aumentando assim a confiabilidade do *software* e a probabilidade de monitorar com maior precisão as principais variáveis do escoamento em golfadas.

Os processos de verificação da lógica implantada no NuemFlow, bem como a análise individual das equações e suas respectivas dimensões, foram essenciais na qualificação da metodologia de cálculo utilizada e conseqüentemente na confiabilidade dos resultados por ela gerada. Com base nessas considerações o simulador teve seu código térmico amplamente estudado e analisado a fim de serem identificadas inconsistências lógicas e matemáticas que, possivelmente, seriam potenciais fontes de erro nos cálculos por ele realizados.

Como descrito na modelagem matemática térmica do programa (seção 3.2) esse leva em consideração a existência de uma mistura homogênea das fases líquida e gasosa no interior da tubulação durante a realização dos cálculos térmicos. Essa hipótese, em conjunto com as demais, leva o simulador a identificar majoritariamente três formas de perda de energia por fenômenos térmicos ao longo da tubulação, quais sejam:

- Convecção natural ou forçada entre a parede externa da tubulação e o meio externo;

- Condução radial através das paredes compostas da linha;
- Convecção forçada no interior do duto.

Na lógica implantada em nível de programação os fenômenos responsáveis pela variação de temperatura (listados acima) são calculados, cada um deles utilizando correlações próprias para a determinação de parâmetros como números de Nusselt e Grashoff, por exemplo.

As avaliações realizadas mostraram que a metodologia de cálculo desenvolvida no modelo térmico NuemFlow não apresenta divergências com a literatura, porém o modo de obtenção do número de Nusselt para a troca de calor por condução no interior do duto foi implantado erroneamente. A correção desse erro é descrita na seção subsequente.

### **6.1 Número de Nusselt - Convecção interna forçada (Nu)**

Um dos principais fenômenos responsáveis pela queda de temperatura e a consequente a mudança de propriedades físico-químicas ao longo do escoamento no interior de tubos, a convecção forçada caracteriza-se pela troca de calor ocasionada pelo gradiente térmico gerado a partir do fluxo de fluido ao longo de toda a superfície interna do duto. Os efeitos dessa troca de calor são quantificados em função das diferenças de temperatura ao longo da tubulação, a área superficial de troca térmica ( $A_0$ ) e o coeficiente convectivo médio ( $h_0$ ). Esse último, por sua vez, é determinado por parâmetros geométricos do escoamento (diâmetro da tubulação, por exemplo), propriedades térmicas (coeficiente condutivo médio do fluido) e por um número adimensional denominado Nusselt.

Este número adimensional, no que lhe concerne, foi determinado empiricamente por vários autores ao longo dos anos de estudos dos fenômenos que regem a troca de calor em escoamentos internos. Vários desses autores quantificaram tal parâmetro em função de números adimensionais como Reynolds ( $Re$ ) e Prandtl ( $Pr$ ), embora grande parte das formulações desenvolvidas tenham sua aplicabilidade restringida por intervalos desses parâmetros adimensionais dentro dos quais estas correlações são válidas. Inserido nas condições em que o escoamento

em golfadas é encontrado na prática a equação que foi utilizada na modelagem térmica desenvolvida pelo NUEM é a de Gnielinski (Incorpera, 2008). Essa correlação é válida para casos onde a troca de calor se dá por convecção forçada no interior de tubos com escoamento turbulento:

$$Nu_D = \frac{(f/8)(Re_D - 1000)Pr_D}{1 + 12,7(f/8)^{1/2}(Pr_D^{2/3} - 1)} \quad (6.1)$$

Observa-se da Equação (6.1) que o número de Reynolds ( $Re_D$ ) é um parâmetro de grande influência na determinação do Nusselt, sendo também essencial no cálculo do fator de atrito ( $f$ ). Durante a verificação do programa notou-se que tanto o número de Nusselt quanto o fator de fricção eram incorretamente calculados. Este último, por sua vez, era determinado por uma equação que não se enquadrava dentro da realidade do escoamento em golfadas. A fim de eliminar essa fonte de incerteza utilizou-se para o modelo térmico os mesmos valores do fator de fricção calculados na modelagem hidrodinâmica do programa.

Por fim, mas não menos importante, a quantificação do número de Nusselt também era realizada erroneamente uma vez que o simulador dividia os fatores de atrito presentes na Equação (6.1) por dois, e não por oito como em sua definição. Essas correções possibilitaram equilibrar tanto logicamente quanto matematicamente o monitoramento térmico do NuemFlow cujos resultados são apresentados no Capítulo 7.

## 6.2 Equilíbrio Térmico

Dentre todas as avaliações realizadas no modelo térmico presente no NuemFlow a que possui resultados mais significativos em termos de consistência do modelo são observadas durante os testes de equilíbrio térmico. Uma das características fenomenológicas marcantes da transferência de calor é que, em condições específicas de escoamento onde a temperatura do meio permanece constante por todo o comprimento da linha, fluidos submetidos à troca térmica tendem a atingir em certo ponto da tubulação a temperatura de equilíbrio térmico. Esse comportamento ocorre porque o gradiente térmico, responsável pelo aumento ou diminuição da temperatura dos fluidos no interior da linha, é função da diferença entre as temperaturas locais do fluido em escoamento e do meio externo. Ao

percorrer a tubulação, porém, essa diferença de temperaturas reduz-se gradativamente porque o fluido ganha (ou perde) energia térmica por meio de trocas de energia com o meio exterior através das paredes da tubulação. O resultado final desse fenômeno específico é que a temperatura das fases em escoamento, em algum ponto da linha desde que essa seja grande o suficiente para tal ocorrência, se iguala à do meio externo, atingindo assim o equilíbrio térmico.

A fim de captar esse comportamento e assim verificar a consistência do modelo térmico realizaram-se duas simulações que utilizaram água e ar como fases líquida e gasosa, respectivamente. A geometria da tubulação e as propriedades dos fluidos são mostradas na Tabela 6.1

**Tabela 6.1 – Equilíbrio Térmico: Geometria e propriedade das fases.**

<i>Parâmetros</i>	<i>Ensaio 1</i>	<i>Ensaio 2</i>
Diâmetro do duto, D [m]	5,20E-02	5,20E-02
Densidade do líquido, $\rho_L$ [kg/m <sup>3</sup> ]	9,92E+02	9,94E+02
Densidade do gás, $\rho_G$ [kg/m <sup>3</sup> ]	1,80E+00	1,94E+00
Viscosidade do líquido, $\mu_L$ [Pa.s]	6,64E-04	7,27E-04
Viscosidade do gás, $\mu_G$ [Pa.s]	1,93E-05	1,91E-05
Condutividade Térmica do Líquido, $k_L$ [W/m.K]	6,34E-01	6,28E-01
Condutividade Térmica do Gás, $k_G$ [W/m.K]	2,70E-02	2,70E-02
Calor Específico do Líquido, $C_{PL}$ [J/Kg.K]	3,90E+03	3,88E+03
Calor Específico do Gás, $C_{PG}$ [J/Kg.K]	1,02E+02	1,02E+03

As circunstâncias hidrodinâmicas e térmicas dos ensaios, as temperaturas do meio externo e do fluido em escoamento, bem como os comprimentos das tubulações onde a temperatura média do fluido homogêneo foi monitorada são demonstradas na Tabela 6.2. É válido ressaltar que para todos os testes utilizaram-se malhas com 20 segmentos de cálculo de mesmo comprimento. Tais seguimentos variam de aproximadamente meio, cinco e dez metros para tubulações com 10, 100 e 190 metros, respectivamente.

Tabela 6.2 - Equilíbrio Térmico: Condições de entrada do escoamento.

<i>Ensaio</i>	<b>1</b>	<b>2</b>
Velocidade superficial de líquido, $J_L$ [m/s]	0,978	1,17
Velocidade superficial de gás na saída, $J_{GS}$ [m/s]	0,68	0,558
Pressão de entrada, $P_{ini}$ [KPa]	162,22	171,82
Frequência de entrada [Hz]	0,94	1,24
Temperatura do Fluido, $T_{ini}$ [°C]	42,14	36,94
Temperatura do meio, $T_{inf}$ [°C]	13,4	11,3
Comprimentos de tubulação utilizados, (L) [m]	10	10
	100	100
	190	190

Os dados de entrada descritos nas tabelas 6.1 e 6.2 foram alimentados no NuemFlow e as temperaturas do fluido obtidas ao longo da tubulação foram utilizadas na elaboração de gráficos. Esse monitoramento foi realizado utilizando-se, como descrito na seção de modelagem matemática térmica desse trabalho, as abordagens *black-oil* e Composicional. A Figura 6.2 ilustra quando o equilíbrio térmico é alcançado no primeiro ensaio.

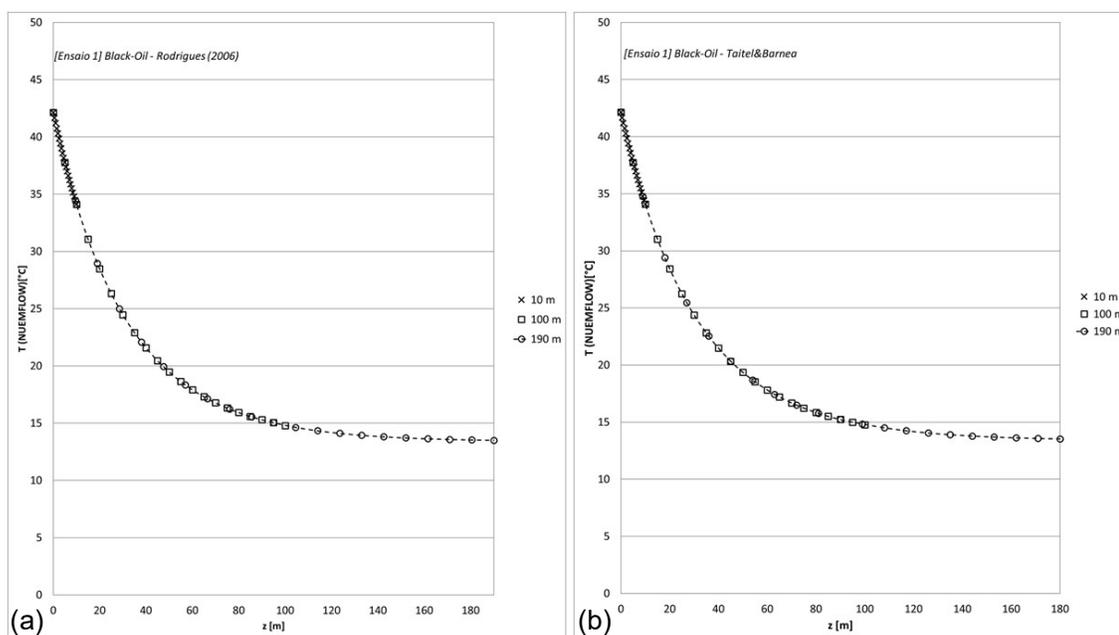
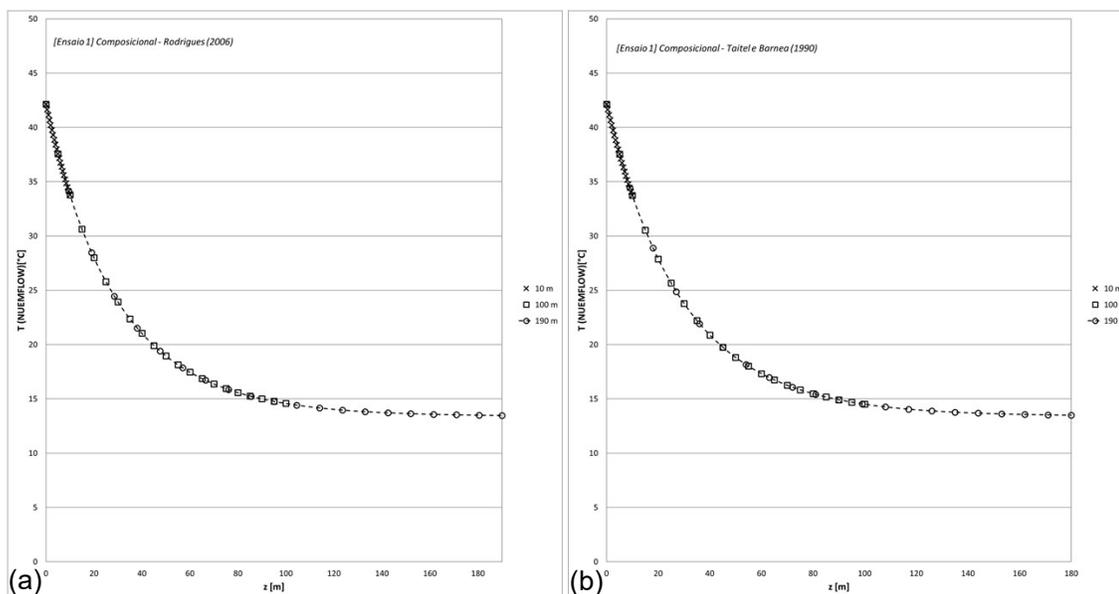


Figura 6.1 - Ensaio 1: Equilíbrio térmico para a abordagem black-oil.

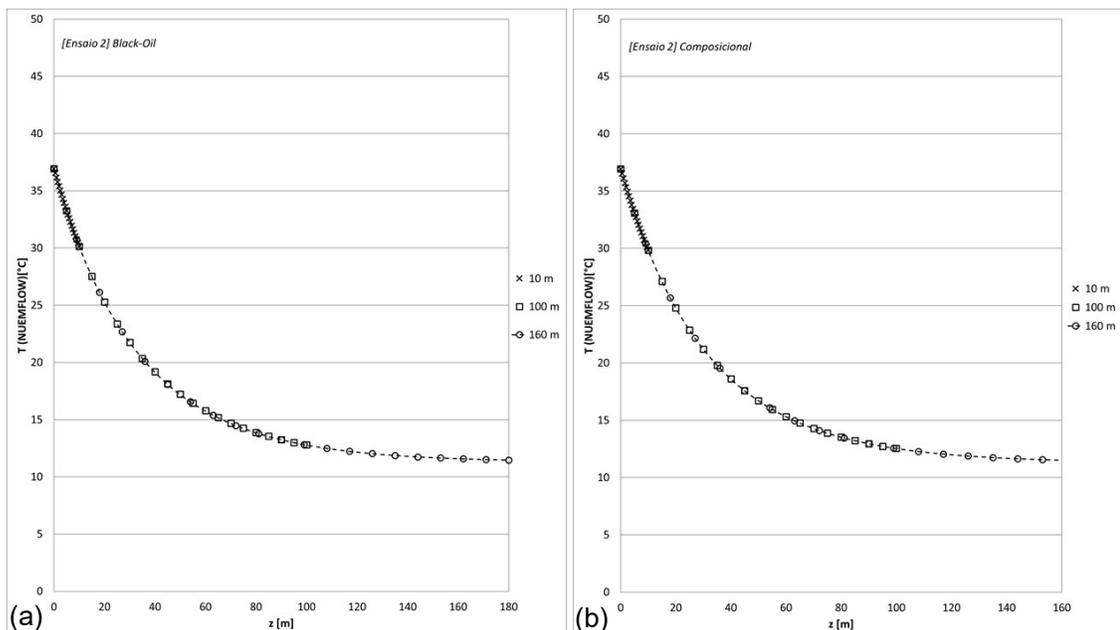
Na Figura 6.1 se observa que o fenômeno de equilíbrio térmico é atingido exatamente na temperatura do meio externo (13,4°C) e que, após alcançar este estado de equilíbrio, a mesma é mantida para todo o comprimento subsequente de

tubulação. Outro ponto importante observado é que o equilíbrio foi atingido na mesma posição (próximo a 170 m) independentemente do modelo térmico utilizado, o que demonstra que ambos avaliaram de forma semelhante e consistente os efeitos da troca de calor no escoamento. Esse fato é comprovado quando se elabora um gráfico com a temperatura da saída em função da posição também para a abordagem Composicional, conforme a Figura 6.2.



**Figura 6.2 - Ensaio 1: Equilíbrio térmico para a abordagem Composicional.**

Outro fato relevante que foi observado diz respeito aos modelos hidrodinâmicos. Esses, conforme esperado, não influenciam os resultados numéricos para o comportamento em análise. Assim, similarmente ao elaborado para o primeiro caso monitorado, o segundo ensaio também teve o seu comportamento térmico plotado em função da posição - porém somente para o caso de Rodrigues (2006) devido a consideração acima. A Figura 6.3 ilustra os resultados encontrados e evidencia que os mesmos apresentam comportamentos igualmente satisfatórios.



**Figura 6.3 - Ensaio 2: Equilíbrio térmico para as abordagens *black-oil* e Composicional.**

Monitorar termicamente o escoamento em golfadas e notar que o mesmo, independentemente das condições geométricas da tubulação, atinge o equilíbrio térmico demonstra de maneira sucinta que tanto o método *black-oil* quanto o Composicional são confiáveis para a predição da temperatura ao longo do tubo e correção de propriedades físico-químicas.

### 6.3 Teste de Malha Térmico

Assim como analisado no capítulo de avaliação hidrodinâmica do escoamento em golfadas, as discretizações Nodal e Célula Unitária são abordagens por meio das quais é definida a malha que será utilizada pelo programa. Com base nos gráficos que foram gerados para a verificação do equilíbrio térmico do escoamento, notou-se que o modelo térmico não sofreu perturbações nos resultados encontrados independentemente das localidades onde o simulador executou a sua função. Isso demonstra que a modelagem térmica do escoamento não é influenciada pela malha utilizada. Outro fato que pode ser concluído é que tanto o modelo Nodal quanto o de Célula Unitária oferecem o mesmo resultado para o monitoramento da temperatura do fluido homogêneo em todas as posições do duto, bem como para as correções das propriedades físico-químicas.

## 7 RESULTADOS DO MODELO TÉRMICO

Após as verificações das características intrínsecas do fenômeno de transferência de calor fez-se necessário avaliar os modelos térmicos implantados no NuemFlow, bem como a consistência dos mesmos quando aplicados a condições de escoamento em golfadas. A fim de realizar tais verificações a utilização de dados experimentais foi fundamental, pois estes servem como referência em comparações realizadas com os valores numéricos fornecidos pelo simulador. Assim sendo, foi conduzida uma revisão bibliográfica para encontrar trabalhos cujo tema englobasse ensaios empíricos de troca térmica no escoamento em estudo.

Entre todos os conteúdos pesquisados destacou-se a tese intitulada “Estudo experimental da transferência de calor no escoamento bifásico intermitente horizontal” de Lima (2009). Na condução de seu trabalho, o autor utilizou uma bancada de testes com duas tubulações concêntricas arranjadas no formato de um trocador de calor casco-tubo de seis metros de comprimento, onde o tubo possui duas polegadas de diâmetro e o casco três. No interior do primeiro uma mistura pré-aquecida de ar e água escoam em regimes de golfadas, já no casco tem-se água resfriada fluindo, onde obteve-se 25 registros de dados para pares distintos de vazões e temperaturas de entrada. O objetivo do trabalho foi quantificar parâmetros térmicos (como o coeficiente de transferência de calor), possibilitando assim uma análise quantitativa da troca de calor no escoamento em golfadas. A Figura 7.1 é uma imagem da tubulação e seus respectivos instrumentos de teste onde os dados empíricos do trabalho supracitado foram adquiridos.

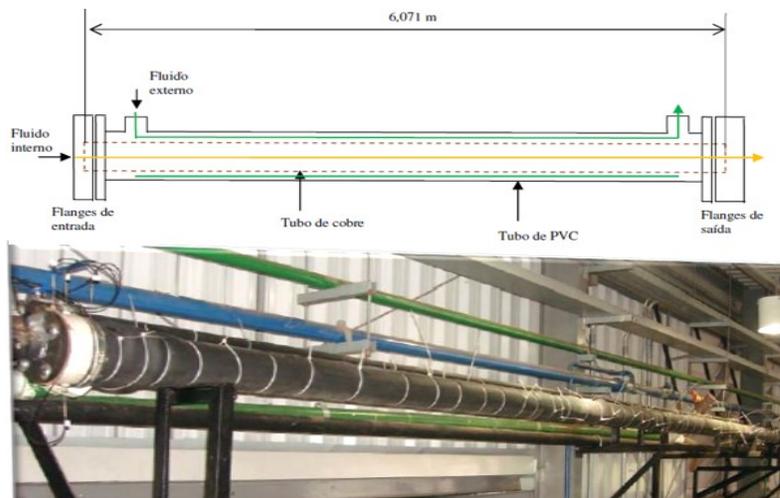


Figura 7.1 - Representação esquemática e foto da bancada experimental de Lima. (Adaptado: Lima, 2009).

Baseado no trabalho de Lima (2009), diversos testes térmicos foram realizados no simulador com o objetivo de quantificar as perdas térmicas do escoamento em golfadas, bem como avaliar não somente o desempenho e consistência dos modelos, como também a adequação das propriedades físico-químicas dos fluidos. Para isso os dados de entrada listados na Tabela 7.1 (baseados nos experimentos descritos acima) foram alimentados no *software*. As propriedades dos fluidos na entrada dos ensaios são listadas no ANEXO B do trabalho.

Tabela 7.1 - Parâmetros de entrada do simulador.

Ensaio	$P_{ini}$ [Pa]	$T_{inf}$ [K]	$T_{ini}$ [K]	$m_L$ [kg/s]	$m_G$ [kg/s]
1	36711	284,1	318	1,34	0,0015
2	43606	285,3	316,3	1,52	0,0019
3	52714	285,0	315,6	1,93	0,0018
4	58090	283,2	314,9	2,21	0,0017
5	58280	282,8	315,0	2,22	0,0016
6	60893	283,8	315,3	2,06	0,0026
7	44252	285,1	317,2	1,42	0,0027
8	41702	284,4	316,3	1,63	0,0013
9	35583	285,2	316,9	1,39	0,0012
10	34471	285,1	316,6	1,47	0,0007
11	38097	283,6	318,7	1,22	0,0026
12	60952	283,7	315,1	2,05	0,0026
13	61110	283,7	312,6	2,07	0,0025
14	58573	284,1	312,8	2,16	0,0019

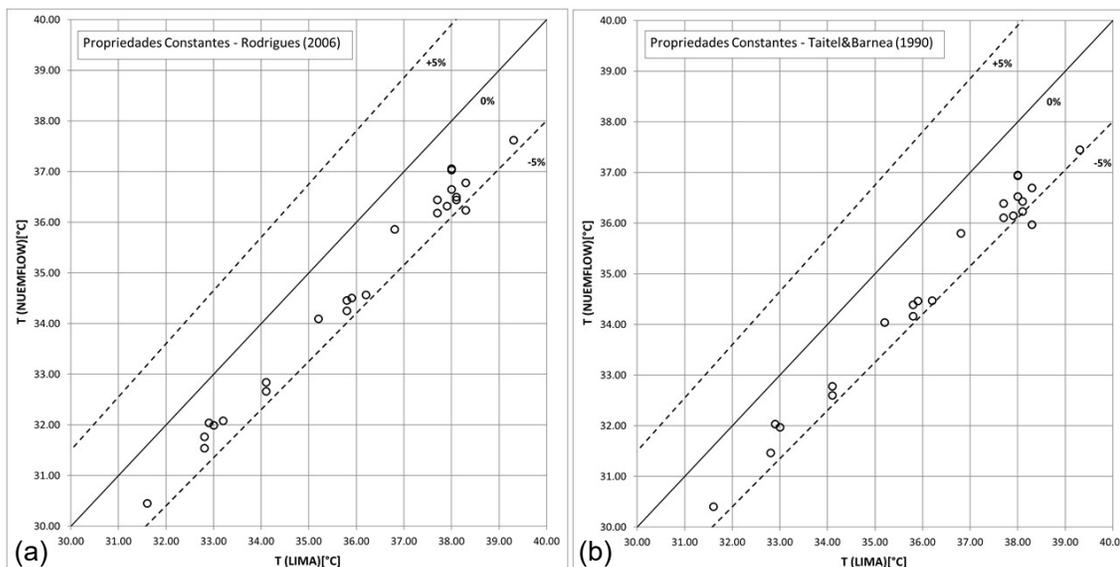
15	55966	283,8	312,2	2,27	0,0012
16	54385	284,5	312,4	2,35	0,0008
17	68649	281,4	311,2	2,60	0,0015
18	67932	282,9	310,8	2,60	0,0015
19	70496	281,8	310,1	2,47	0,0023
20	72687	281,8	310,1	2,37	0,0030
21	80897	283,0	309,6	2,62	0,0030
22	78898	283,0	309,2	2,76	0,0020
23	75646	281,7	312,5	2,91	0,0012
24	74685	282,4	307,7	2,91	0,0012
25	66811	281,2	309,6	2,65	0,0012

As seções seguintes analisam a conformidade da modelagem e implantação térmica do NuemFlow por meio da avaliação dos resultados obtidos do monitoramento dos principais parâmetros do escoamento. Todas as considerações e dados numéricos apresentados tiveram como referência os valores empíricos ensaiados no trabalho de Lima (2009).

### 7.1 Resultados Térmicos utilizando propriedades constantes

Definidos os casos a serem analisados e o preparo dos dados de entrada do simulador para tais condições, procedeu-se então à avaliação final das metodologias de cálculo térmico do *software*. Os primeiros ensaios estudados utilizaram o modelo de propriedades constantes ao longo do escoamento. Esse tipo de cálculo determina todas as perdas de carga térmicas do escoamento sem, contudo, corrigir as propriedades térmicas do mesmo, ou seja, o fluido homogêneo possui parâmetros físico-químicos constantes ao longo de toda a tubulação e iguais aos fornecidos pelo usuário como dados de entrada do simulador.

A fim de representar a efetividade dessa metodologia, simularam-se os 25 casos de escoamento em golfadas com troca de calor obtidos experimentalmente por Lima (2009). Os resultados adquiridos da simulação, tanto utilizando os modelos hidrodinâmicos de Rodrigues (2006) quanto Taitel e Barnea (1990), foram comparados graficamente, como ilustra a Figura 7.2. Vale ressaltar que para tais monitoramentos utilizaram-se os modelos de frequência de Heywood & Richardson (1979), bem como  $R_{LS}$  calculado por Andreussi (1989).



**Figura 7.2 - Resultados térmicos considerando propriedades constantes no escoamento.**

Ao se confrontar os dados experimentais da temperatura na saída da tubulação com os valores fornecidos pelo *software* observa-se que, ao serem consideradas constantes as propriedades físico-químicas do escoamento, o simulador superestima as perdas térmicas. Esse comportamento foi evidenciado pelo fato de as 25 temperaturas de saída medidas possuírem aproximadamente 3,70% e 3,98% de desvio em relação à referência experimental utilizando-se Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990), respectivamente.

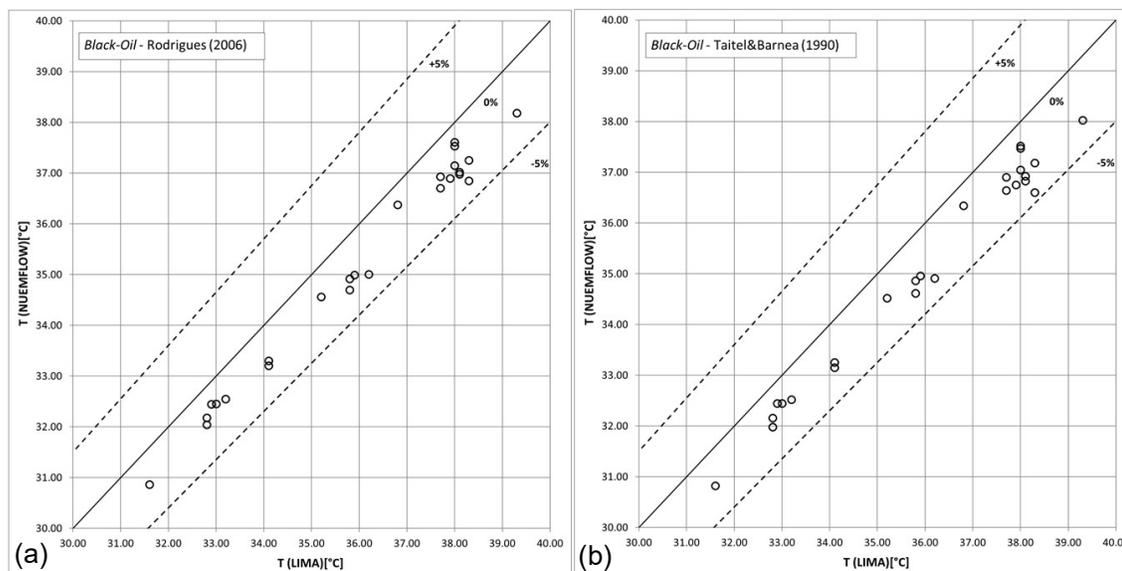
A característica apresentada acima é compreensível uma vez que esse modelo não realiza a correção das propriedades físico-químicas do fluido em função da redução da temperatura ao longo da linha. Assim a precisão do cálculo das perdas de carga térmica ao longo da linha que são, por sua vez, função dessas propriedades fica comprometida. Porém, mesmo com essa limitação o monitoramento térmico do escoamento em golfadas sob a consideração de propriedades constantes se demonstrou, de maneira geral, eficiente mesmo não contemplando à variação de parâmetros térmicos ao longo da extensão da linha.

## 7.2 Resultados Térmicos utilizando correlações *Black-Oil*

Segunda metodologia implantada na modelagem térmica do escoamento em golfadas, o *black-oil* foi utilizado com o intuito de prever propriedades como

densidade, viscosidade, condutividade térmica e calor específico do fluido do escoamento em cada segmento de cálculo que compõe o comprimento total da linha. Esses modelos consistem de um conjunto de correlações capazes de calcular os parâmetros anteriormente citados em função apenas da temperatura, da pressão da linha e de umas poucas propriedades de fácil obtenção dos fluidos produzidos. Apesar das condições restritas através das quais as correlações *black-oil* foram desenvolvidas elas são frequentemente empregadas em cálculos de escoamentos multifásicos na indústria de exploração de petróleo.

Analogamente ao desenvolvido para o estudo do comportamento térmico das golfadas na seção anterior, os dados obtidos por Lima (2009) foram tomados como referência para a avaliação não somente da eficiência da modelagem *black-oil* para o cálculo da temperatura no decorrer do duto, como também para a correção das propriedades anteriormente mencionadas. A Figura 7.3 ilustra o confronto dos dados experimentais e numéricos desse modelo.



**Figura 7.3 - Resultados térmicos utilizando correlações *black-oil* no escoamento.**

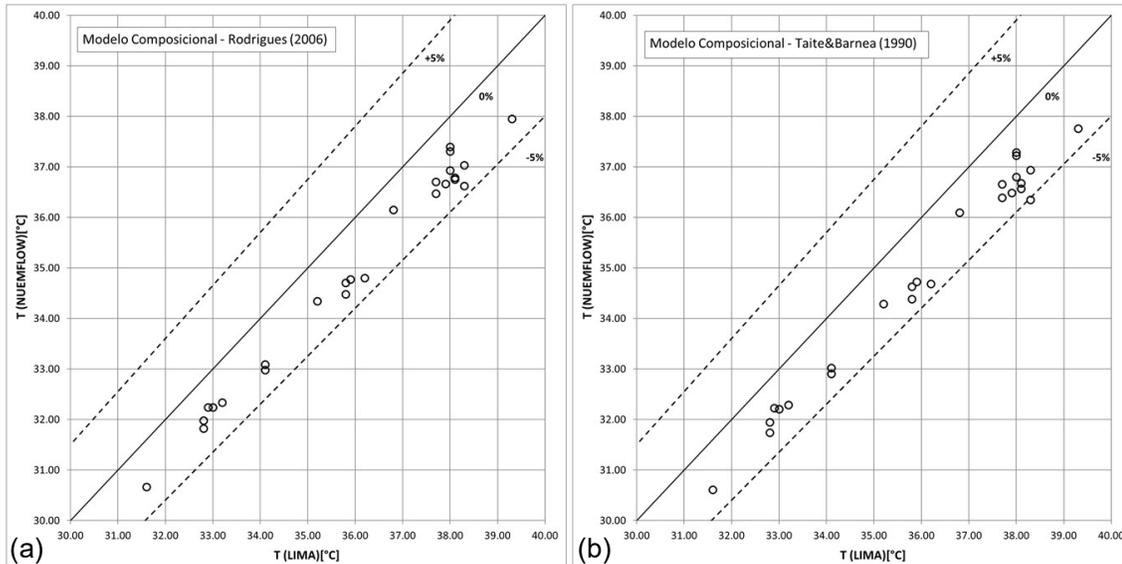
As análises dos resultados ilustrados na Figura 7.3 apontaram que, apesar de todos os pontos localizarem-se abaixo da linha de 0% (ajuste exato), os desvios entre as temperaturas experimentais medidas por Lima e os valores numéricos monitorados pelo simulador reduziram-se na média a 2.32% e 2.51% para Rodrigues

(2006) e Taitel e Barnea (1990), respectivamente. Esses indicadores demonstram a importância do trabalho executado pelas correlações *black-oil*, que é o de prever as propriedades físico-químicas dos fluidos durante o escoamento e corrigi-las. Comparando-se os resultados desse modelo com o anteriormente discutido notou-se uma redução (em média) de aproximadamente 36% com relação à superestimação da queda na temperatura na tubulação, alcançando-se assim resultados cada vez mais próximos à realidade.

### 7.3 Resultados térmicos utilizando a abordagem composicional

Por último, os mesmos 25 ensaios experimentais conduzidos por Lima (2009) na Universidade de Campinas foram tomados como referência para a avaliação da abordagem composicional de cálculo das propriedades dos fluidos. Esse método difere dos demais já que as propriedades físico-químicas do escoamento são obtidas por modelos termodinâmicos composicionais (equações de estado) geradas pelo *software* Multiflash<sup>®</sup>. Esses dados, adquiridos na forma de tabelas, são funções da função da temperatura, pressão e composição global dos fluidos. Tais tabelas (geradas pelo Multiflash para serem usadas especificamente pelo pacote comercial OLGA<sup>®</sup>) possibilitam que parâmetros como densidade, viscosidade, calor específico e condutividade térmica das fases no interior do duto sejam interpolados, a  $(p, T)$ , sob as condições de pressão e temperatura *in situ*, isto é, em cada segmento de cálculo.

Objetivando-se testar a consistência do enfoque composicional, compararam-se as temperaturas monitoradas ao longo da tubulação com os valores experimentais de Lima. A Figura 7.4 expõe graficamente o confronto dos dados experimentais e numéricos citados anteriormente.



**Figura 7.4- Resultados térmicos utilizando a abordagem composicional.**

Assim como observado nos demais modelos observou-se que o NuemFlow subestima a temperatura ao longo do duto. Nas simulações composicionais esse comportamento é evidenciado pelo erro médio de 2,93% e 3,19% encontrados para Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990), respectivamente. Tais desvios, além de serem considerados pequenos, podem ser compensados pelas características ímpares da abordagem composicional pois ela torna possível simulações do escoamento em golfadas para as mais distintas composições de fluidos o que condiz com a realidade encontrada nas linhas de produção de petróleo e gás.

De maneira geral pode-se concluir que a modelagem térmica se demonstrou eficiente e cumpriu com os principais requisitos necessários que caracterizam um simulador térmico minimamente confiável. Essas evidências se fundamentam nos resultados satisfatórios apresentados pelo simulador quando foram executados e comparados com os dados experimentais de Lima (2009). Outra constatação igualmente importante é que as avaliações de equilíbrio térmico comprovaram que o NuemFlow é condizente com a realidade do fenômeno de transferência de calor independentemente da malha utilizada e posição monitorada, evidência essa significativamente positiva quando se analisa a consistência térmica do *software*.

## 8 RESULTADOS TERMO-HIDRODINÂMICOS DO NUEMFLOW

Finalizado os processos de avaliação, ajustes e correção do simulador termo hidrodinâmico para o monitoramento do padrão de golfadas, procedeu-se à verificação de seu comportamento sob as condições reais de escoamento nas quais ele será futuramente aplicado. Essa análise é essencial, uma vez que tubulações de exploração de petróleo estão sujeitas às mais diversas condições operacionais.

A fim de atingir este objetivo fez-se um estudo relativo à natureza operacional das linhas de extração de petróleo e gás, para que pudessem ser identificados os parâmetros do escoamento (como vazões, comprimentos e diâmetros de duto) e as propriedades físicas que frequentemente são encontradas na produção *offshore*. Nesse levantamento observou-se que tubulações de dez e quinze polegadas comumente são utilizadas para transportar fluidos de reservatório por longas distâncias.

Tabela 8.1 - Frações molares do fluido simulado.

<i>Componente</i>	<i>% molar</i>	<i>Componente</i>	<i>% molar</i>
<b>WATER</b>	86,5%	<b>ISOPENTANE</b>	0,30%
<b>METHANE</b>	2,27%	<b>METHYLCYCLOHEXANE</b>	0,30%
<b>C12-17</b>	1,29%	<b>C32+</b>	0,28%
<b>PROPANE</b>	1,25%	<b>CO2</b>	0,21%
<b>ETHANE</b>	0,78%	<b>CYCLOHEXANE</b>	0,21%
<b>N-BUTANE</b>	0,74%	<b>C27-32</b>	0,20%
<b>C17-22</b>	0,64%	<b>C12</b>	0,16%
<b>C8</b>	0,60%	<b>METHYLCYCLOPENTANE</b>	0,15%
<b>C6</b>	0,58%	<b>M-XYLENE</b>	0,14%
<b>C7</b>	0,53%	<b>TOLUENE</b>	0,12%
<b>C10</b>	0,51%	<b>NITROGEN</b>	0,12%
<b>C9</b>	0,49%	<b>O-XYLENE</b>	0,05%
<b>C11</b>	0,40%	<b>TRIMETHYLBENZENE</b>	0,05%
<b>N-PENTANE</b>	0,40%	<b>ETHYLBENZENE</b>	0,04%
<b>C22-27</b>	0,33%	<b>BENZENE</b>	0,02%
<b>ISOBUTANE</b>	0,31%		

Assim elaboraram-se dois casos fictícios que objetivam representar circunstâncias encontradas para o padrão golfadas. A Tabela 8.1 identifica a fração molar das cadeias de hidrocarbonetos definidas para o fluido utilizado nos casos simulados, onde C17-22 representa cadeias que possuem de 17 a 22 carbonos, por

exemplo. Vale ressaltar que a composição da Tabela 8.1 se encontra presente em uma mistura na qual a fração molar da água livre corresponde a 50% da fração volumétrica do líquido que flui no interior da tubulação.

Considerando-se que a temperatura média inicial do fluido multifásico no interior do duto é de 50°C e a do meio externo (oceano) é de 6°C, utilizou-se o NuemFlow para monitorar os principais parâmetros do escoamento em tubulações de 10 e 15 polegadas e dois quilômetros de comprimento. A Tabela 8.2 contém os dados de entrada das simulações.

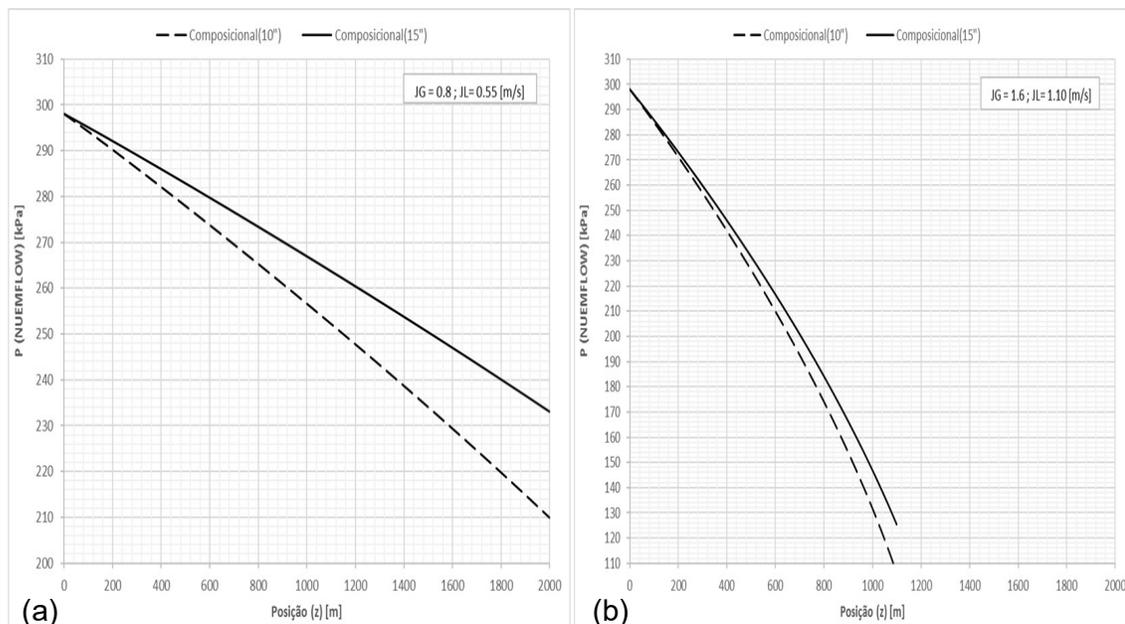
**Tabela 8.2 - Variáveis de entrada da simulação.**

Comprimento, L [m]	2000
Diâmetro, D [pol]	10"
	15"
Vazão de Líquido, JL [m/s]	0,8
	<u>1,60</u>
Vazão de Gás, JGS [m/s]	0,55
	<u>1,10</u>
Temperatura do Meio Externo, Tinf [°C]	6,0
Velocidade do Meio Externo, Vext [m/s]	2,0
Pressão na Entrada, Pini [kPa]	298,0
Temperatura na Entrada, Tini [°C]	50,0

Por fim, foram empregados o método nodal para monitorar 100 pontos ao longo da linha, o modelo de Rodrigues (2006) para o cálculo das variáveis hidrodinâmicas, bem como a abordagem composicional para a determinação das propriedades das fases envolvidas no escoamento. Os resultados adquiridos foram feitos gráficos em função da posição para que o comportamento de cada parâmetro do escoamento pudesse ser avaliado ao longo de todo o comprimento da tubulação. Dessa forma pôde-se identificar não só possíveis comportamentos característicos das golfadas, como também possíveis limitações do simulador. Vale ressaltar que o modelo de Taitel e Barnea (1990) não foi analisado, pois o mesmo não se mostrou capaz de realizar as simulações sobre as condições de escoamento impostas.

A análise que utiliza a abordagem composicional, notou-se que o mesmo apresentou um comportamento condizente com realidade de um simulador estacionário. A Figura 8.1 indica que a queda de pressão ao longo da tubulação, como é de se esperar, é influenciada tanto pelo diâmetro interno da tubulação

quanto pelas vazões de entrada. O fator geométrico citado anteriormente incide diretamente na turbulência do escoamento, pois quanto menor o diâmetro da linha maior será o Reynolds do escoamento para uma mesma vazão de mistura e, conseqüentemente, maiores serão fatores de atrito e tensões cisalhantes entre a parede do duto e as regiões de pistão e bolha. Como resultado direto desse arranjo tem-se as elevadas quedas de pressão encontradas em dutos com menores diâmetros, fato esse também evidenciado no simulador.

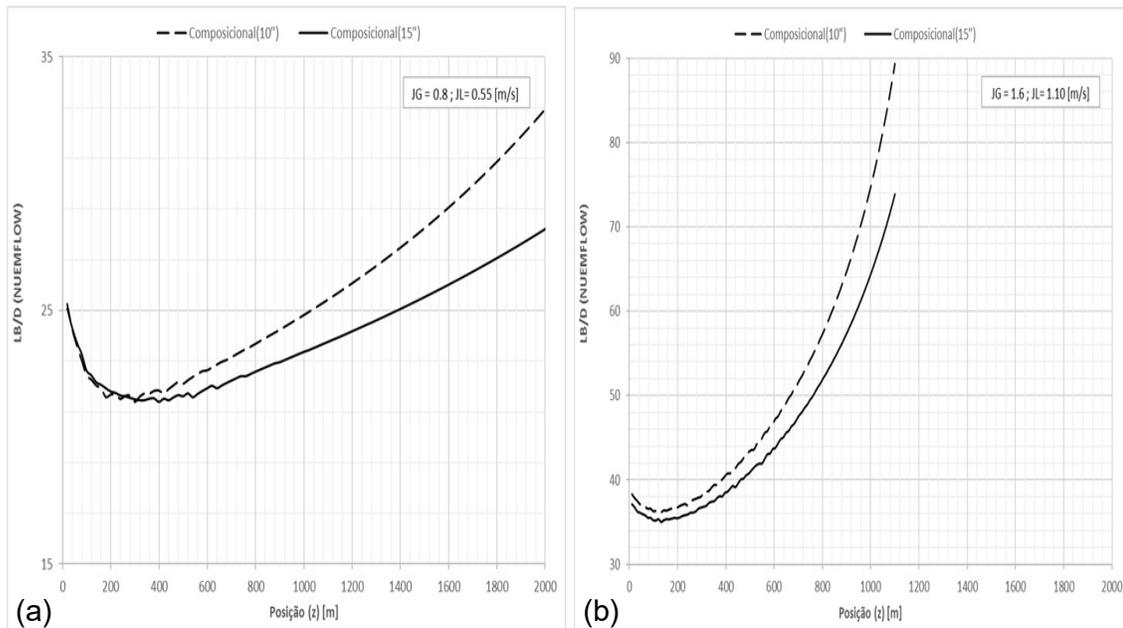


**Figura 8.1 - Queda de pressão ao longo das tubulações para a abordagem Composicional.**

Outra característica marcante do escoamento e que também é capturada pelo NuemFlow diz respeito ao comportamento diretamente proporcional entre vazões e perda de carga. De maneira similar ao descrito acima, vazões elevadas promovem maiores velocidades superficiais das fases em suas respectivas regiões do padrão golfadas. Com o aumento de tais parâmetros tem-se escoamento cada vez mais turbulento, elevando-se assim fatores de atrito e, conseqüentemente, as perdas por fricção e quedas de pressão.

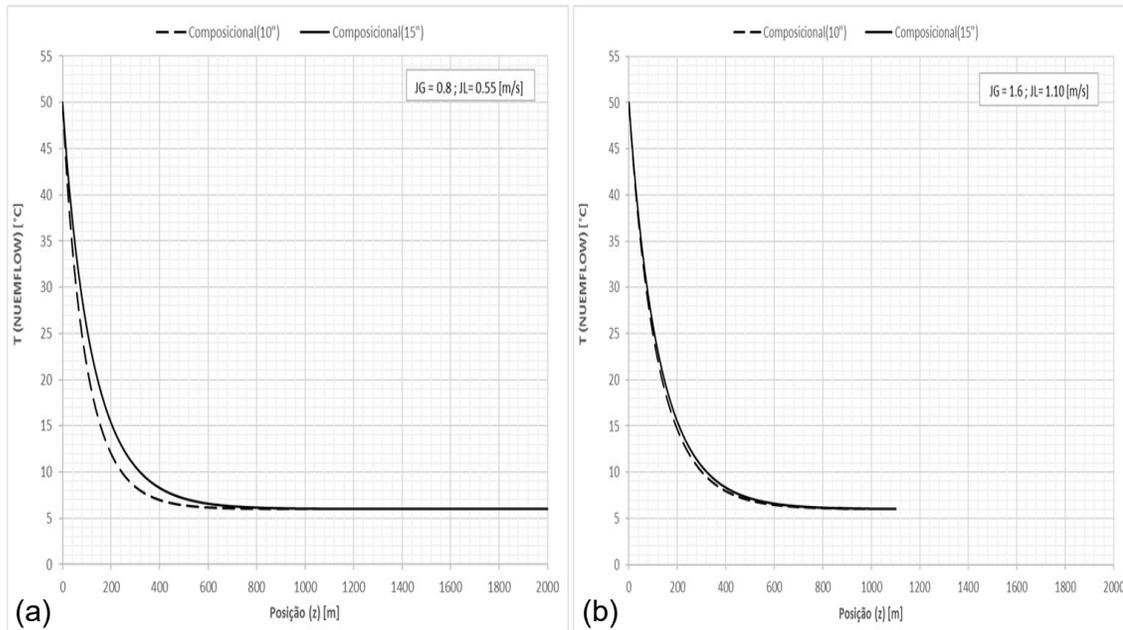
A evolução da bolha de gás ao longo da linha também é capturada pelo simulador. Devido às quedas de pressão na tubulação seria natural observar um crescimento relativo da bolha de gás em relação ao pistão líquido em uma mesma

célula unitária. Essa característica decorre majoritariamente da expansão que a fase gasosa sofre devido à redução gradual da pressão no interior do duto, comportamento esse captado pelo NuemFlow como ilustra a Figura 8.2



**Figura 8.2 - Comprimento da região da bolha ao longo das tubulações para a abordagem Composicional.**

Avaliando o modelo térmico propriamente dito evidenciou-se que o mesmo atuou de maneira consistente no simulador sob dois aspectos. Primeiramente notou-se que abordagem modelo térmico implantado no *software* também é sensível ao diâmetro da tubulação, pois a redução desse parâmetro (de 15" para 10") intensifica a turbulência no interior da tubulação e, por conseguinte, também a troca térmica. A Figura 8.3 ilustra o desempenho da abordagem composicional do simulador, pois consegue captar os detalhes operacionais descritos anteriormente. Essa característica ficou mais evidenciada quando se aumentaram as vazões de líquido e gás. A variação destes parâmetros ocorreu de forma tal que a turbulência no interior da linha levou a perdas de calor convectivas significativas, fazendo com que o fluido reduzisse sua temperatura aproximadamente dez vezes em menos de um quilômetro.

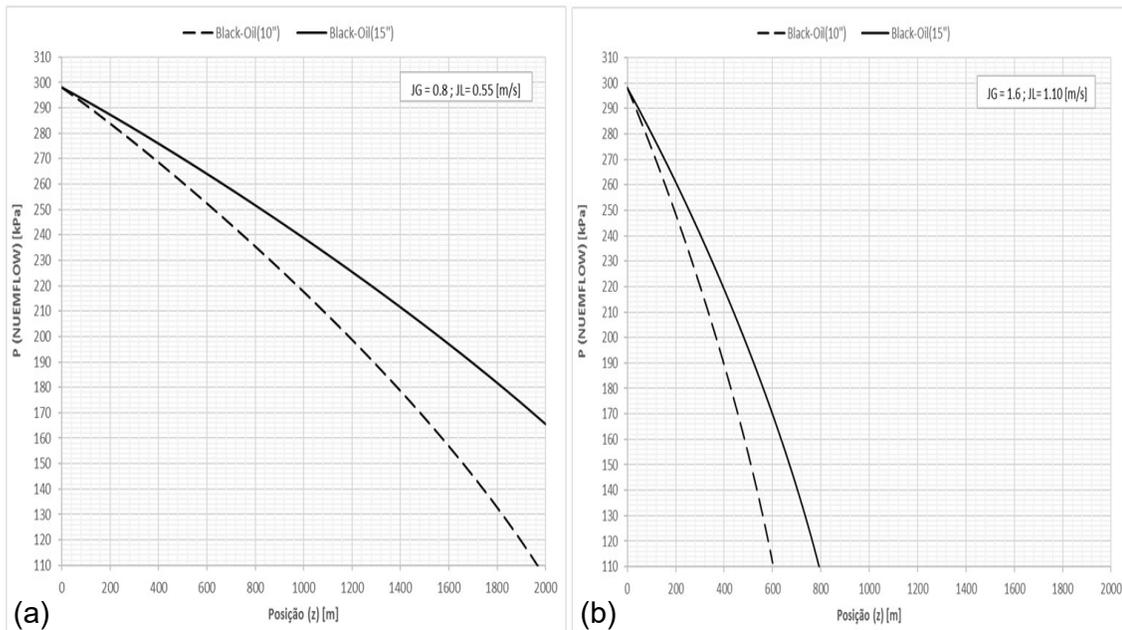


**Figura 8.3 - Temperatura ao longo das tubulações para o modelo Composicional.**

O segundo aspecto importante adquirido da verificação dos dados numéricos fornecidos pelo simulador é inerente à consistência da abordagem composicional. Como ilustrado na figura acima, verificou-se que independentemente do diâmetro da tubulação e das vazões de entrada o equilíbrio térmico foi atingido à temperatura do meio externo ( $6^{\circ}\text{C}$ ). Não menos importante que o aspecto apontado anteriormente, deve-se destacar as influências de ambos os parâmetros na posição do duto em que o equilíbrio térmico é atingido. Sabe-se que quanto menor o diâmetro do duto, e maiores as vazões de entrada das fases, mais proximamente da entrada da tubulação a temperatura do fluido entrará em equilíbrio com a do meio exterior, como observado na Figura 8.3.

De maneira análoga à realizada para a abordagem composicional, os mesmos casos foram testados sob a abordagem *black-oil*. Neste caso, deve-se enfatizar que esta simulação não guarda relação alguma com a simulação sob abordagem composicional conduzida anteriormente, uma vez que para os testes realizados com abordagem *black-oil* um fluido de reservatório genérico de características globais similares àquelas comumente encontradas no campo, mas de composição química desconhecida foi usado. O objetivo da análise que se segue, portanto, é mostrar que a abordagem *black-oil* exhibe resultados consistentes, e não a comparar com a abordagem composicional.

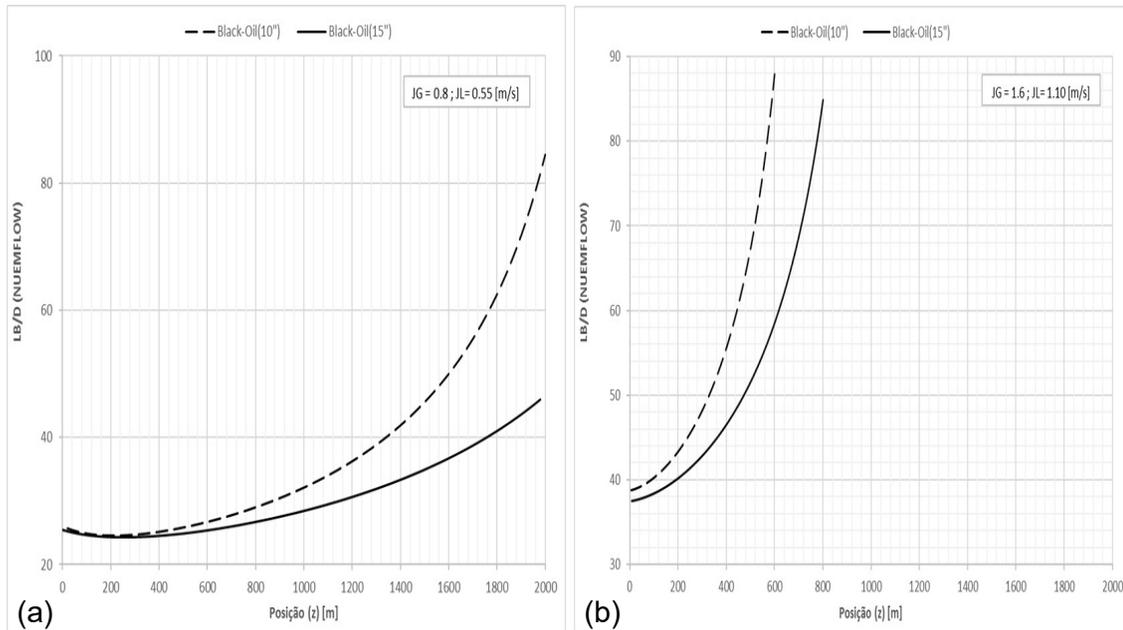
A Figura 8.4 ilustra o comportamento da pressão do fluido por toda a extensão da tubulação, onde também se observaram os efeitos da turbulência devido às reduções de diâmetro e acréscimos das vazões das fases.



**Figura 8.4 - Queda de pressão ao longo das tubulações para o modelo *Black-Oil*.**

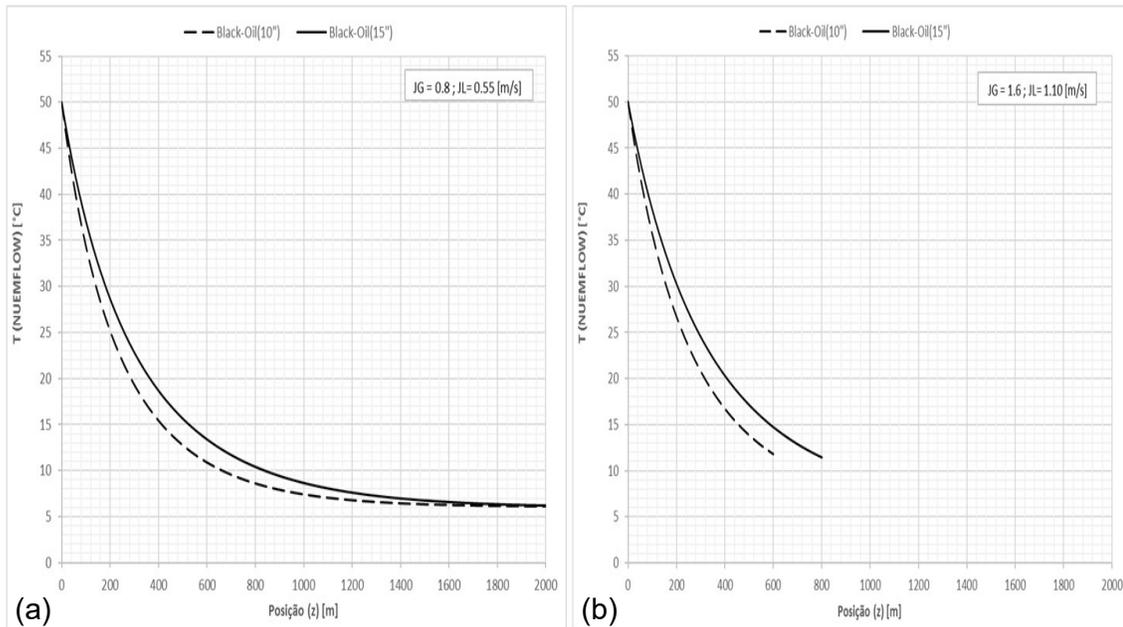
A análise dos gráficos acima levam a afirmar que as correlações *black-oil*, em sua essência, são capazes de prever propriedades físico-químicas do fluido multifásico e, conseqüentemente, corrigi-las dentro de suas limitações.

Um ponto a se destacar a respeito desta abordagem diz respeito à pressão encontrada na saída do simulador. As Figura 8.1 e 8.4 mostram que o *software* realiza o monitoramento do escoamento até o momento que a pressão no interior da tubulação se equivale à pressão atmosférica. Após atingir tal condição o simulador aborta a execução, como observado nos casos onde as vazões de líquido e gás são multiplicadas por um fator de dois. Por fim, similarmente ao apresentado na abordagem composicional, verificou-se que o comprimento médio da região da bolha cresce ao longo do escoamento (parâmetro esse intensificado com a redução da seção transversal do duto e aumento da vazão dos fluídos, conforme a Figura 8.5).



**Figura 8.5 - Comprimento da região da Bolha ao longo das tubulações para a abordagem *Black-Oil*.**

De forma distinta ao caso hidrodinâmico, os efeitos térmicos do escoamento em golfadas também sofreram perturbações nos resultados numéricos. A não captação das mudanças de fase e composições no escoamento fizeram com que a temperatura decaísse de forma suave em comparação à abordagem composicional, porém (conforme a Figura 8.6) observou-se que o comportamento em relação aos parâmetros de entrada continua condizente.



**Figura 8.6 - Temperatura ao longo das tubulações para o modelo *Black-Oil*.**

Um aspecto marcante do *software* encontra-se no fato de que quando a pressão no interior da tubulação atinge a pressão de referência (atmosférica) o monitoramento é instantaneamente interrompido. Por isso o comportamento das variáveis das Figuras 8.1b a 8.6b não são captados até o término dos dois mil metros.

Sob o ponto de vista global, o NuemFlow se demonstrou eficiente e desempenhou de forma satisfatória o monitoramento das principais variáveis do escoamento bifásico em golfadas. Mesmo contendo limitações pontuais o simulador mostrou estar qualificado a operar sob as condições rigorosas em que as golfadas são encontradas, cumprindo assim com sua função de caracterizar e reportar as características elementares do padrão supracitado.

## 9 CONCLUSÃO

Findados os estudos e avaliações relativos ao equacionamento dos modelos, lógica algorítmica e consistências dos resultados fornecidos, percebe-se que o simulador cumpre os objetivos propostos. Após a realização das correções e considerações necessárias para os modelos térmico e hidrodinâmico, as simulações e avaliações do programa demonstraram que o NuemFlow consegue monitorar o escoamento em golfadas adequadamente.

O bom monitoramento hidrodinâmico fornecido pelo *software* é constatado quando se observa a evolução das grandezas hidrodinâmicas ao longo da tubulação. Em todos os casos simulados nesse trabalho, tanto nos baseados em ensaios experimentais quanto nos desenvolvidos ficticiamente, propriedades como a queda de pressão, velocidade de translação e comprimentos médios de pistão e bolha apresentaram comportamentos fiéis à realidade do padrão do escoamento, dentre eles destacando-se:

- A pressão, por exemplo, reduz seu valor gradativamente (devido às perdas de carga gravitacionais e friccionais) durante todo o decorrer do escoamento na linha até que seja igualada a pressão de referência. Essa característica intrínseca do escoamento foi respeitada pelo simulador em todas as simulações realizadas até aqui. A Figura 8.1 exemplifica de forma sucinta tal característica, pois demonstra que mesmo tendo uma tubulação de 2 km de comprimento a pressão de referência é atingida anteriormente a essa distância. A partir desse ponto o simulador abortado a execução do monitoramento, pois sob o ponto de vista da natureza hidrodinâmica do escoamento não há motivo para prosseguir com a simulação;
- Devido ao decréscimo da pressão, o gás presente no interior do duto se expande, observando-se assim os significativos acréscimos no comprimento da região da bolha ao longo da tubulação (como evidenciado na Figura 8.5);

Vale destacar que apesar de apresentarem abordagens distintas os modelos de Rodrigues (2006) e Taitel e Barnea (1990) se mostraram aptos a prever e quantificar

os efeitos hidrodinâmicos, pois ambos capturaram as características do escoamento em golfadas descritas acima.

Sob o ponto de vista térmico verificou-se que o simulador é qualificado a prever os fenômenos de transferência de calor, monitorar a temperatura por toda a extensão da tubulação, bem como realizar as correções de propriedades químico-físicas dos fluidos em escoamento. Tal constatação é baseada nos baixos erros absolutos apresentados quando os resultados numéricos adquiridos pelo NuemFlow foram comparados com ensaios experimentais (Lima, 2009). Outra comprovação significativa observada diz respeito ao equilíbrio térmico atingido pelo simulador em casos onde a temperatura de referência não se altera. Tal comportamento pode ser verificado nos resultados apresentados na Figura 8.6, por exemplo.

Por último, é válido ressaltar a sensibilidade do NuemFlow com relações aos parâmetros de entrada do escoamento. Os resultados termo hidrodinâmicos obtidos no capítulo anterior não só submeteram o *software* a condições próximas àquelas que ele será aplicado, mas também comprovaram que o mesmo possui a sensibilidade de captar corretamente mudanças nas variáveis monitoradas em função de alterações nos dados de entrada. Quando se diminui o diâmetro interno da tubulação, por exemplo, o *software* foi capaz de prever os efeitos que tal alteração provocou no escoamento – maiores perdas de carga térmica e hidrodinâmica, bem como a conseqüente redução nas temperaturas e pressões de saída. O mesmo comportamento foi constatado quando as vazões de gás e líquido foram substancialmente aumentadas.

Sob o ponto de vista global, o simulador desenvolvido pelo NUEM/UTFPR se demonstrou uma ferramenta computacional confiável, dentro de suas limitações, para o monitoramento do escoamento bifásico no padrão de golfadas. Apesar de tal ferramenta possuir abordagem estacionária em seus modelos preditivos, pode-se concluir que ela cumpre com sua função de caracterizar e reportar as características elementares do regime golfada, bem como apresenta-se qualificada a operar sob as condições rigorosas em que o padrão supracitado é encontrado.

## 9.1 Limitações do NuemFlow

Conforme observado nas análises hidrodinâmicas do simulador, notou-se que o modelo hidrodinâmico de Taitel e Barnea (1990) possui aplicabilidade restrita. Os estudos realizados nesse trabalho apontam que esse modelo sofre influência do refinamento de malha, apresentando divergência nos resultados finais de parâmetros como pressão e comprimentos médios das regiões de pistão e bolha em pontos específicos ao longo da linha. Tal modelo também apresenta erros médios substancialmente elevados quando comparado ao de Rodrigues (2006), aconselhando-se assim utilizar o último (principalmente em casos onde as vazões de entrada das fases e o diâmetro da tubulação são elevados). As avaliações hidrodinâmicas realizadas a partir de ensaios empíricos demonstram que o NuemFlow não possui altos índices assertivos nas predições de parâmetros geométricos das células unitárias, como os comprimentos médios das regiões de pistão e da bolha de gás.

É válido destacar que o NuemFlow possui em sua essência uma abordagem estacionária do escoamento em golfadas, assim não é hábil a captar interações entre as regiões do escoamento. Dentro desse contexto destaca-se o fenômeno de coalescência, onde ocorre a união de duas regiões de bolhas subsequentes na linha.

Das avaliações realizadas identificou-se que o método de parada através do critério de beta ( $\beta$ ), contemplado na modelagem de Taitel e Barnea (1990) não deve ser utilizado. O uso deste critério mostra erros inaceitáveis que se refletem no cálculo e, conseqüentemente, em todos os parâmetros monitorados do escoamento em golfadas. Devido ao fato de todos os critérios de parada derivarem da mesma expressão (Eq. (39) - Górski, 2008), não há até o presente momento uma razão específica para resultados tão divergentes dos demais critérios. Assim aconselha-se não o utilizar por ora.

Por fim, é oportuno realizar observações sobre a metodologia *black-oil*. Como previamente mencionado, tal metodologia baseia-se em correlações empíricas que objetivam prever as propriedades para fluidos de diferentes composições provenientes de reservatórios. A restrição na utilização de tal abordagem se dá em função das imprecisões que podem ser inseridas nos resultados finais do simulador quando propriedades físico-químicas específicas, cuja predição possui alto índice de

incerteza (ex: viscosidade do óleo sub-saturado, saturado ou morto), são utilizadas no cálculo termo hidrodinâmico do programa.

## 9.2 Sugestão para Trabalhos Futuros

Entre as principais dificuldades encontradas na avaliação do código destaca-se a escassez de trabalhos que possuam dados experimentais do escoamento em golfadas. A literatura encontrada, por sua vez, não engloba em seus estudos o detalhamento dos efeitos hidrodinâmicos e térmicos simultaneamente do regime supracitado. Logo, sugere-se a elaboração de uma bancada experimental capaz de capturar concomitantemente tanto os fenômenos hidrodinâmicos quanto os efeitos da transferência de calor no padrão de escoamento em golfadas. Trabalhos dessa natureza poderiam ser utilizados para a validação do NuemFlow como um todo, possibilitando assim dar um passo adiante na composição do programa por meio da implementação de rotinas para a detecção de fenômenos como a formação de hidratos e parafina no interior do duto.

Outra melhoria possível diz respeito às condições operacionais nas quais o simulador possivelmente será usado no futuro. Nesse trabalho foram utilizadas situações fictícias para submeter o *software* o mais próximo possível das condições severas do *slug flow*, porém o ideal seria utilizar dados reais de linhas de produção. Somente assim se pode garantir plenamente que o simulador é capaz de operar em situações reais. A fim de tornar possível tal verificação faz-se necessário estreitar os laços comunicativos entre o NUEM e empresas do ramo de exploração de óleo e gás. Atualmente já existem colaborações entre o laboratório e a Petrobras, por exemplo, porém o caráter sigiloso dos dados pretendidos impede que os mesmos sejam fornecidos.

Por fim se faz a sugestão de iniciarem estudos sobre o NuemFlow a fim de torná-lo um simulador capaz de monitorar características periódicas do escoamento em golfadas. Para isso necessita-se transpor seus modelos de natureza estacionária para pseudo-transiente, por exemplo. Somente assim se tornará possível capturar fenômenos frequentes do escoamento em golfadas como, por exemplo, a coalescência de regiões de bolha.

## REFERÊNCIAS

- Al-Marhoun, Muhammad Ali. (1988) "PVT Correlation for Middle East Crude Oils", *Journal of Petroleum Technology*; 42, 209-221.
- Bassani, Carlos Lange. Desenvolvimento de um modelo estacionário para o escoamento bifásico líquido-gás em golfadas com transferência de calor em tubulações horizontais. Trabalho de Conclusão de Curso (Engenharia Industrial Mecânica), Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2014.
- Beal, C. (1946) "Viscosity of air, water, natural gases, crude oil and its associated gases at oil field temperature and pressures", *Trans AIME (Am Inst Min Metall)*; 165: 114-127.
- Beggs, H. D. I, Robinson, J. R. (1975) "Estimating the Viscosity of Crude Oil Systems", *J Pet Technol*; 27: 1140-1141
- Camargo, R. M. T. (1991) "Hidrodinâmica e Transferência de calor no Escoamento Intermitente Horizontal", Universidade Estadual de Campinas, 142 p. Dissertação de mestrado.
- Çengel, Y. A. (2006) *Heat and Mass Transfer: A Practical Approach*, McGraw-Hill Science/Engineering/Math; third Edition (2006).
- Deshpande, S., Bishop, A., e Karandikar, B. (1991) "Heat transfer to air-water plug-slug Flow in horizontal pipes", *Ind. Eng. Chem Res*, Vol 30, No. 9.
- Dukler A. E. e Hubbard M. G. (1975) "A model for gas-liquid slug flow in horizontal and near horizontal tubes". *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, 14 (4), 337-347.
- Elperin, T. e Fominykh, A. (1995) "Combined mass and heat transfer during non-isothermal absorption in gas-liquid slug flow", *International Communications in Heat and Mass Transfer*, Vol. 22, No. 2, pp. 285-294.
- Fernandes, R. C., Semiat, R., Dukler, A. E. (1983) "Hydrodynamic model for gas liquid slug flow in vertical tubes", *American Institute for Chemical Engineers Journal* Vol. 29, No. 6, pp 981-989.
- França, F., Bannwart, A. C., Camargo, R. M. T., Gonçalves, M. (2008) "Mechanistic Modeling of the Convective Heat Transfer Coefficient in Gas-Liquid Intermittent Flows", *Heat Transfer Engineering*, 29(12), pp. 984-998.

- Franklin, E. M. e Rosa, E. S. (2004) "Dynamic slug tracking model for horizontal gas-liquid flow", Proc. of the third International Symposium on Two-Phase Flow Modeling and Experimentation.
- Ghajar, A. J. e Tang, C. C. (2010) "Importance of non-boiling two-phase flow heat transfer in pipes for industrial applications", Heat Transfer Engineering, 31(9), 711-732.
- Glaso, O. (1980) "Generalized Pressure-Volume-Temperature Correlation for Crude Oil System", J Pet Technol; 2: 785-795
- Górski, F. (2008) "Modelo algébrico para seguimento de bolhas em escoamento líquido-gás padrão golfadas", Curitiba: Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Relatório final de atividades.
- Grenier, P. (1997) "Evolution des longueurs de bouchons en écoulement intermittent horizontal", Toulouse: Institut de Mécanique des Fluides de Toulouse, Institut National Polytechnique de Toulouse, 193p., Tese de Doutorado.
- Hetsroni, G., Hu, B., Yi, J., Mosyak, A., Yarin, L. e Ziskind, G. (1998a) "Heat transfer in intermittent air-water flows – Part I: Horizontal tube", International Journal of Multiphase Flow, Vol. 24, No. 2, pp. 165-188.
- Hetsroni, G., Yi, J., Hu, B., Mosyak, A., Yarin, L. e Ziskind, G. (1998b) "Heat transfer in intermittent air-water flows – Part II: Upward inclined tube", International Journal of Multiphase Flow, Vol. 24, No. 2, pp. 189-212.
- Holman, J. P., Heat transfer, McGraw-Hill, 10<sup>th</sup> Edition, 2010.
- Heywood, N. I. , Richardson, J. F. , (1979), "Slug Flow Of Air-Water Mixtures In A Horizontal Pipe: Determination Of Liquid Holdup By Y-Ray Absorption", Chemical Engineering Science, Vol. 34, pp. 17-30
- Incropera, F., DeWitt, D., Bergman, T., Lavine, A. (2008) "Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa", 6<sup>a</sup> Ed., Livros Técnicos e Científicos Editora S.A.
- Kartoadmoko, F., Schmidt, Z. (1994) "Large Data Bank Improves Crude Physical Property Correlation", oil and Gas J.
- Lasater, J. A. (1958) "Bubble Point Pressure Correlation" Trans. AIME. Ed. 213.

- Lee, A.L., Gonzalez, M.H., and Eakin, B.E. (1966). "The Viscosity of Natural Gases". J Pet Technol 18 (8): 997–1000
- Lima, I. N. R. C. (2009) "Estudo Experimental da Transferência de Calor no escoamento Bifásico Intermitente Horizontal" São Paulo: Universidade Estadual de Campinas, 135p. Tese de Doutorado.
- Medina, C. D. P., Cozin, C., Morales, R. E. M. e Junqueira, S. L. M. (2010) "Hydrodynamics and heat transfer simulation for two-phase intermittent flow in horizontal pipes", in proceedings of the 13<sup>th</sup> Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering.
- Medina, C. D. P. (2011) "Simulação numérica do escoamento bifásico líquido-gás em golfadas com transferência de calor em dutos horizontais", Curitiba: Universidade Tecnológica Federal do Paraná, 159p. Dissertação de mestrado.
- Nydal, O. J. e Banerjee, S. (1995) "Objected oriented dynamic simulation of slug flow", Proceedings of the 2<sup>nd</sup> Int. Conf. of Multiphase Flow, Kyoto, Vol. 2, pp. IF2\_7-14.
- Nydal, O. J., Klebert, P., Wangensteen, T. e Kristiansen, O. (2003) "Transient two-phase flow model", Proceedings of the 11<sup>th</sup> BHRG Multiphase Technology '03, San Remo.
- Perea, C., Cozin, C., Morales, R., Junqueira, S. (2010) "Hydrodynamics and heat transfer simulation for two-phase intermittent flow in horizontal pipes" 13<sup>th</sup> Brazilian Congress of Thermal Sciences and Engineering, Uberlandia, Brazil.
- Petrosky, G. (1990) "PVT Correlations for Gulf of Mexico Crude Oils", MS Thesis, University of Southwestern Louisiana, Lafayette, LA.
- Petrobras (2014) "Relatório de Tecnologia Petrobras 2014".
- Rodrigues, H. T., Morales, R. E. M., Mazza, R. A. e Rosa, E. E. (2006) "Modelo algébrico para o seguimento de bolhas em escoamento horizontal gás-líquido no padrão de golfadas", 11<sup>o</sup> ENCIT - Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciências Térmicas, Curitiba.
- Rodrigues, H. T. (2006) "Simulação do escoamento bifásico líquido-gás intermitente em golfadas utilizando o modelo de seguimento dinâmico de pistões", Curitiba: Universidade Tecnológica Federal do Paraná, 155p., Projeto Final de Curso.

- Rodrigues, H. T. (2009) "Simulação numérica do escoamento bifásico gás-líquido no padrão de golfadas utilizando um modelo lagrangeano de seguimento de pistões", Curitiba: Universidade Tecnológica Federal do Paraná, 192p. Dissertação de mestrado.
- Shoham, O., Dukler, A.E., e Taitel, Y., (1982) "Heat transfer during intermittent/Slug flow in horizontal tubes" *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, 21, 312-319.
- Shoham, O. (2006) "Mechanistic Modeling of Gas-Liquid Two-phase Flow in Pipes", Society of Petroleum Engineers, Richardson, TX, 396p.
- Standing, M. B. (1947) "A Pressure-Volume-Temperature Correlation for Mixtures of California Oil and Gases" *Drill. & Prod. Prac*; 275-87.
- Sun, G., Hewitt, G.F. e Wandekar, V. (2003) "A heat transfer model for slug flow in a horizontal tube" *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 47 (2004) 2807-2816.
- Sutton, R.P. (1985). *Compressibility Factors for High-Molecular-Weight Reservoir Gases*. Presented at the SPE Annual Technical Conference and Exhibition, Las Vegas, Nevada, USA, 22-26 September. SPE-14265-MS.
- Taitel, Y. e Barnea, D. (1990a), "A consistent approach for calculating pressure drop in inclined slug flow", *Chemical Engineering Science*, Vol 45, No 5, pp. 1199 – 1206.
- Taitel, Y. e Barnea, D. (1990b) "Two phase slug flow", *Advances in Heat Transfer*, Hartnett J.P. and Irvine Jr. T.F. ed., vol. 20, 83-132.
- Taitel, Y. e Barnea, D. (1998) "Effect of gas compressibility on a slug tracking model", *Chemical Engineering Science*, Vol. 53, No. 11 2089-2097.
- Vasquez, M. E. and Beggs, H. D. (1980), "Correlations for Fluid Physical Property Prediction", JPT.
- Velarde, J. J. (1996) "Correlation of Black Oil Properties at Pressures below the Bubble-Point", MS Thesis, Texas A&M University.
- Wallis, G. B. (1969) "One dimensional two-phase flow", New York, McGraw-Hill.
- Zhang, H., Wang, Q., Sarica, C. e Bill, J.P. (2006) "Unified Model of Heat Transfer in Gas-Liquid Pipe Flow" Society of Petroleum Engineers – Production & Operation.

Zheng, G., Brill, J.P e Taitel, Y. (1994) "Slug flow behavior in hilly terrain pipeline" Int. J. Multiphase

## ANEXO A

Essa seção apresenta os dados numéricos obtidos das simulações hidrodinâmicas realizadas nos capítulos 4 e 5.

**Tabela A.1 - Resultados para o teste Unitcell.**

		<b>dP/dz Rodrigues(2006)</b>	<b>dP/dz Taitel&amp;Barna (1990)</b>	<b>dP/dz (Erro)</b>
<b>UnitCell</b>	Ensaio 1	176,5798817	180,1183432	<b>2,0%</b>
	Ensaio 2	292,5147929	247,7337278	<b>15,3%</b>
	Ensaio 3	342,4497041	276,2307692	<b>19,3%</b>
	Ensaio 4	269,1360947	292,1420118	<b>8,5%</b>
	Ensaio 5	408,6094675	425,2426036	<b>4,1%</b>
	Ensaio 6	568,408284	529,3431953	<b>6,9%</b>
			Média	<b>9,4%</b>

**Tabela A.2 - Resultados para o teste Nodal.**

		<b>dP/dz Rodrigues(2006)</b>	<b>dP/dz Taitel&amp;Barna(1990)</b>	<b>dP/dz (Erro)</b>
<b>Nodal</b>	Ensaio 1	176,443787	179,852071	<b>1,9%</b>
	Ensaio 2	292,3076923	247,6331361	<b>15,3%</b>
	Ensaio 3	342,3372781	275,8994083	<b>19,4%</b>
	Ensaio 4	268,8757396	291,9171598	<b>8,6%</b>
	Ensaio 5	408,0414201	425,1242604	<b>4,2%</b>
	Ensaio 6	567,3431953	530,2189349	<b>6,5%</b>
			Média	<b>9,3%</b>

**Tabela A.3 - Resultados para o teste Rodrigues (2006).**

		<b>dP/dz (UnitCell)</b>	<b>dP/dz (Nodal)</b>	<b>dP/dz (Erro)</b>
<b>RODRIGUES (2006)</b>	Ensaio 1	176,5799	176,4438	<b>0,1%</b>
	Ensaio 2	292,5148	292,3077	<b>0,1%</b>
	Ensaio 3	342,4497	342,3373	<b>0,0%</b>
	Ensaio 4	269,1361	268,8757	<b>0,1%</b>
	Ensaio 5	408,6095	408,0414	<b>0,1%</b>
	Ensaio 6	568,4083	567,3432	<b>0,2%</b>
			Média	<b>0,1%</b>

Tabela A.4 - Resultados para o teste Taitel e Barnea (1990).

		dP/dz (UnitCell)	dP/dz (Nodal)	dP/dz (Erro)
RODRIGUES (2006)	Ensaio 1	176,5799	176,4438	0,1%
	Ensaio 2	292,5148	292,3077	0,1%
	Ensaio 3	342,4497	342,3373	0,0%
	Ensaio 4	269,1361	268,8757	0,1%
	Ensaio 5	408,6095	408,0414	0,1%
	Ensaio 6	568,4083	567,3432	0,2%
		Média		0,1%

Tabela A.5 – Resultados comparativos do ensaio 1 Unicamp - Rodrigues (2006).

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 1	0	1,02E+02	9,47E+01	43,3	2,26E+01	14,36	7,37E+00	1,11	1,03E+00
	140	1,01E+02	9,40E+01	44,0	2,27E+01	12,16	7,38E+00	0,98	1,03E+00
	367	1,01E+02	9,30E+01	49,5	2,29E+01	18,73	7,40E+00	1,08	1,03E+00
	650	9,89E+01	9,17E+01	49,7	2,31E+01	18,27	7,43E+00	1,03	1,04E+00

Tabela A.6– Resultados comparativos do ensaio 2 Unicamp - Rodrigues (2006).

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 2	0	1,04E+02	9,67E+01	72,6	6,92E+01	9,25	1,00E+01	1,73	1,70E+00
	140	1,03E+02	9,56E+01	86,5	6,98E+01	12,74	1,00E+01	1,76	1,71E+00
	367	1,02E+02	9,39E+01	94,4	7,08E+01	15,55	1,01E+01	1,78	1,72E+00
	650	9,92E+01	9,17E+01	96,8	7,22E+01	15,82	1,01E+01	1,77	1,74E+00

Tabela A.7– Resultados comparativos do ensaio 3 Unicamp - Rodrigues (2006).

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 3	0	1,05E+02	9,77E+01	104	9,74E+01	9,83	1,06E+01	2,08	2,00E+00
	140	1,03E+02	9,65E+01	116	9,84E+01	14,91	1,06E+01	2,01	2,01E+00
	367	1,03E+02	9,44E+01	131	1,00E+02	16,68	1,06E+01	2,14	2,03E+00
	650	9,93E+01	9,19E+01	133	1,02E+02	16,79	1,06E+01	2,12	2,05E+00

Tabela A.8– Resultados comparativos do ensaio 4 Unicamp - Rodrigues (2006).

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 4	0	1,04E+02	9,67E+01	13,2	1,32E+01	5,16	8,49E+00	1,38	1,11E+00
	140	1,03E+02	9,57E+01	15,4	1,33E+01	7,87	8,50E+00	1,20	1,11E+00
	367	1,02E+02	9,41E+01	16,8	1,34E+01	11,26	8,53E+00	1,11	1,12E+00
	650	9,93E+01	9,21E+01	19,2	1,36E+01	13,77	8,56E+00	1,11	1,12E+00

Tabela A.9– Resultados comparativos do ensaio 5 Unicamp - Rodrigues (2006).

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 5	0	1,08E+02	1,01E+02	8,1	1,61E+01	4,06	1,06E+01	1,42	1,40E+00
	140	1,06E+02	9,92E+01	13,6	1,62E+01	6,49	1,06E+01	1,45	1,41E+00
	367	1,04E+02	9,68E+01	15,7	1,65E+01	12,55	1,06E+01	1,51	1,41E+00
	650	1,00E+02	9,38E+01	17,0	1,68E+01	12,74	1,07E+01	1,44	1,43E+00

Tabela A.10– Resultados comparativos do ensaio 6 Unicamp - Rodrigues (2006).

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 6	0	1,11E+02	1,04E+02	26,6	3,79E+01	6,48	1,34E+01	2,09	1,96E+00
	140	1,09E+02	1,02E+02	37,0	3,84E+01	11,14	1,35E+01	2,12	1,97E+00
	367	1,06E+02	9,83E+01	40,6	3,93E+01	13,94	1,35E+01	2,22	1,99E+00
	650	1,01E+02	9,41E+01	40,5	4,06E+01	13,14	1,37E+01	2,13	2,02E+00

Tabela A.11– Resultados comparativos do ensaio 1 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 1	0	1,02E+02	9,47E+01	43,3	2,61E+01	14,36	5,77E+00	1,11	1,10E+00
	140	1,01E+02	9,40E+01	44,0	2,63E+01	12,16	5,76E+00	0,98	1,10E+00
	367	1,01E+02	9,30E+01	49,5	2,65E+01	18,73	5,76E+00	1,08	1,10E+00
	650	9,89E+01	9,16E+01	49,7	2,65E+01	18,27	6,07E+00	1,03	1,11E+00

Tabela A.12– Resultados comparativos do ensaio 2 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 2	0	1,04E+02	9,67E+01	72,6	7,85E+01	9,25	4,63E+00	1,73	1,79E+00
	140	1,03E+02	9,58E+01	86,5	7,92E+01	12,74	4,46E+00	1,76	1,79E+00
	367	1,02E+02	9,43E+01	94,4	8,01E+01	15,55	4,46E+00	1,78	1,80E+00
	650	9,92E+01	9,25E+01	96,8	8,13E+01	15,82	4,46E+00	1,77	1,82E+00

**Tabela A.13– Resultados comparativos do ensaio 3 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).**

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 3	0	1,05E+02	9,77E+01	104	1,09E+02	9,83	3,63E+00	2,08	2,09E+00
	140	1,03E+02	9,67E+01	116	1,10E+02	14,91	3,68E+00	2,01	2,10E+00
	367	1,03E+02	9,51E+01	131	1,11E+02	16,68	3,56E+00	2,14	2,11E+00
	650	9,93E+01	9,30E+01	133	1,13E+02	16,79	3,51E+00	2,12	2,13E+00

**Tabela A.14– Resultados comparativos do ensaio 4 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).**

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 4	0	1,04E+02	9,67E+01	13,2	1,45E+01	5,16	8,59E+00	1,38	1,18E+00
	140	1,03E+02	9,56E+01	15,4	1,46E+01	7,87	8,57E+00	1,20	1,18E+00
	367	1,02E+02	9,39E+01	16,8	1,38E+01	11,26	9,56E+00	1,11	1,19E+00
	650	9,93E+01	9,17E+01	19,2	1,50E+01	13,77	8,61E+00	1,11	1,20E+00

**Tabela A.15– Resultados comparativos do ensaio 5 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).**

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 5	0	1,08E+02	1,01E+02	8,1	1,76E+01	4,06	1,06E+01	1,42	1,48E+00
	140	1,06E+02	9,91E+01	13,6	1,77E+01	6,49	1,06E+01	1,45	1,49E+00
	367	1,04E+02	9,66E+01	15,7	1,80E+01	12,55	1,06E+01	1,51	1,49E+00
	650	1,00E+02	9,35E+01	17,0	1,85E+01	12,74	1,06E+01	1,44	1,51E+00

**Tabela A.16– Resultados comparativos do ensaio 6 Unicamp – Taitel e Barnea (1990).**

	L/D	P/1000 (UNICAMP)	P/1000 (NUEM)	LB/D (UNICAMP)	LB/D (NUEM)	LS/D (UNICAMP)	LS/D (NUEM)	UT/D (UNICAMP)	UT (NUEM)
Ensaio 6	0	1,11E+02	1,04E+02	26,6	4,24E+01	6,48	1,12E+01	2,09	2,04E+00
	140	1,09E+02	1,02E+02	37,0	4,29E+01	11,14	1,12E+01	2,12	2,06E+00
	367	1,06E+02	9,87E+01	40,6	4,38E+01	13,94	1,13E+01	2,22	2,07E+00
	650	1,01E+02	9,47E+01	40,5	4,52E+01	13,14	1,12E+01	2,13	2,10E+00

## ANEXO B

Essa seção apresenta os dados numéricos obtidos das simulações térmicas realizadas nos capítulos 6 e 7.

**Tabela B.1 - Propriedades termo físicas dos fluidos utilizados nos casos simulados de Lima (2009)**

	$\rho_L$	$\rho_G$	$\mu_L$	$\mu_G$	$C_{pL}$	$C_{pG}$	$k_L$	$k_G$
	[kg/m <sup>3</sup> ]		[Pa,s]		[J/kg,K]		[W/m,K]	
1	991,5	1,52	6,37E-04	1,94E-05	3908,2	1018,6	0,634	0,028
2	992,0	1,60	6,55E-04	1,93E-05	3901,3	1018,7	0,633	0,027
3	992,1	1,71	6,59E-04	1,93E-05	3899,9	1018,8	0,633	0,027
4	992,3	1,77	6,64E-04	1,93E-05	3898,1	1018,9	0,632	0,027
5	992,3	1,77	6,65E-04	1,93E-05	3897,7	1018,9	0,632	0,027
6	992,3	1,80	6,64E-04	1,93E-05	3898,1	1018,9	0,632	0,027
7	991,9	1,61	6,50E-04	1,93E-05	3903,1	1018,7	0,633	0,028
8	992,1	1,58	6,56E-04	1,93E-05	3900,9	1018,6	0,633	0,027
9	991,9	1,51	6,51E-04	1,93E-05	3902,7	1018,6	0,633	0,027
10	991,9	1,50	6,51E-04	1,93E-05	3902,7	1018,5	0,633	0,028
11	991,7	1,54	6,42E-04	1,94E-05	3906,3	1018,6	0,634	0,028
12	992,4	1,80	6,70E-04	1,93E-05	3895,9	1018,9	0,632	0,027
13	993,1	1,82	6,97E-04	1,92E-05	3886,7	1018,9	0,630	0,027
14	993,0	1,79	6,92E-04	1,92E-05	3888,4	1018,8	0,630	0,027
15	993,1	1,76	6,96E-04	1,92E-05	3887,1	1018,8	0,630	0,027
16	993,0	1,74	6,92E-04	1,92E-05	3888,4	1018,8	0,630	0,027
17	993,5	1,91	7,13E-04	1,91E-05	3881,6	1019,0	0,629	0,027
18	993,6	1,91	7,17E-04	1,91E-05	3880,3	1018,9	0,629	0,027
19	993,8	1,94	7,27E-04	1,91E-05	3877,4	1019,0	0,628	0,027
20	993,8	1,96	7,28E-04	1,91E-05	3877,0	1019,0	0,628	0,027
21	994,0	2,06	7,34E-04	1,90E-05	3875,4	1019,1	0,628	0,027
22	994,0	2,04	7,37E-04	1,90E-05	3874,5	1019,1	0,628	0,027
23	993,0	1,99	6,93E-04	1,92E-05	3888,0	1019,1	0,630	0,027
24	994,4	2,00	7,56E-04	1,90E-05	3868,9	1019,0	0,626	0,027
25	994,0	1,90	7,34E-04	1,90E-05	3875,4	1018,9	0,628	0,027

Tabela B.2 - Dados numéricos obtidos para o Equilíbrio Térmico – Rodrigues (2006)

<b>T[°C] - Rodrigues (2006)</b>						
	<b>Ensaio 6</b>		<b>Ensaio 8</b>		<b>Ensaio 19</b>	
<b>Nós</b>	<b><i>Black-Oil</i></b>	<b><i>Composicional</i></b>	<b><i>Black-Oil</i></b>	<b><i>Composicional</i></b>	<b><i>Black-Oil</i></b>	<b><i>Composicional</i></b>
<b>0</b>	42,14000	42,14000	43,14000	43,14000	36,94000	36,94000
<b>1</b>	34,45667	34,13518	32,52481	32,16896	30,73339	30,43765
<b>2</b>	28,97013	28,48867	25,95896	25,46077	26,13627	25,68094
<b>3</b>	24,99821	24,45329	21,77655	21,27048	22,69552	22,17027
<b>4</b>	22,08870	21,53281	19,05818	18,59886	20,09855	19,54488
<b>5</b>	19,93797	19,41023	17,26673	16,88007	18,08266	17,57612
<b>6</b>	18,33697	17,85941	16,07498	15,7572	16,56255	16,09334
<b>7</b>	17,13880	16,71540	15,27755	15,02297	15,39394	14,96820
<b>8</b>	16,23860	15,86747	14,74427	14,54005	14,49119	14,11166
<b>9</b>	15,56091	15,23950	14,31099	14,22241	13,79145	13,45853
<b>10</b>	15,05376	14,77375	14,07955	14,01265	13,24765	12,95763
<b>11</b>	14,63920	14,42783	13,92447	13,87380	12,82417	12,57450
<b>12</b>	14,34083	14,16863	13,81986	13,78201	12,49384	12,28076
<b>13</b>	14,11593	13,97534	13,74913	13,72085	12,23583	12,05522
<b>14</b>	13,94550	13,83125	13,70122	13,68037	12,03408	11,88229
<b>15</b>	13,81605	13,72356	13,66875	13,65340	11,87618	11,74922
<b>16</b>	13,71758	13,64297	13,64671	13,63553	11,75250	11,64674
<b>17</b>	13,64261	13,58234	13,63176	13,62362	11,65556	11,56778
<b>18</b>	13,58546	13,53696	13,62160	13,61573	11,57954	11,50690
<b>19</b>	13,54188	13,50296	13,61470	13,61046	11,51988	11,45995
<b>20</b> <b>Temperatura de saída</b>	<b>13,50861</b>	<b>13,47747</b>	<b>13,61000</b>	<b>13,60697</b>	<b>11,47305</b>	<b>11,42372</b>
<b>Temperatura do meio externo</b>	<u>13,4</u>		<u>13,6</u>		<u>11,3</u>	

Tabela B.3 - Dados numéricos obtidos para o Equilíbrio Térmico – Taitel e Barnea (1990)

Nós	T[°C] - Taitel&Barnea (1990)					
	Ensaio 6		Ensaio 8		Ensaio 19	
	<i>Black-Oil</i>	<i>Composicional</i>	<i>Black-Oil</i>	<i>Composicional</i>	<i>Black-Oil</i>	<i>Composicional</i>
0	42,14000	42,14000	43,14000	43,14000	36,94000	36,94000
1	34,77586	34,43729	33,44626	33,07970	31,30870	31,01583
2	29,41195	28,89272	27,11093	26,57920	26,99157	26,53708
3	25,46501	24,87752	22,88558	22,32732	23,65964	23,12057
4	22,53361	21,92912	20,0258	19,50045	21,07173	20,49102
5	20,34044	19,76173	18,06954	17,61116	19,06331	18,46655
6	18,69008	18,15810	16,72104	16,33243	17,45786	16,90040
7	17,44257	16,96925	15,78655	15,46746	16,19778	15,68550
8	16,49633	16,07891	15,13704	14,87761	15,20272	14,73651
9	15,77706	15,41445	14,68757	14,47591	14,41443	13,99646
10	15,23085	14,91736	14,33019	14,20153	13,78845	13,41825
11	14,85207	14,54495	14,11010	14,01303	13,29043	12,96634
12	14,5093	14,26367	13,95751	13,88439	12,89357	12,61263
13	14,25141	14,05224	13,85097	13,79560	12,57692	12,33471
14	14,05470	13,89339	13,77638	13,73476	12,32398	12,11613
15	13,90409	13,77360	13,72407	13,69279	12,12173	11,94373
16	13,78856	13,68317	13,68734	13,66398	11,95988	11,80819
17	13,69980	13,61459	13,66152	13,64410	11,83027	11,70151
18	13,63154	13,56280	13,64337	13,63044	11,72639	11,61746
19	13,57899	13,52365	13,63059	13,62105	11,64308	11,55121
20 Temperatura de Saída	13,5385	13,49402	13,62159	13,61455	11,57624	11,49894
Temperatura do meio externo	<u>13,4</u>		<u>13,6</u>		<u>11,3</u>	

**Tabela B.4 – Resultados comparativos para a temperatura de saída Lima (2009) – Rodrigues (2006)**

	$T(z)$ ( <i>exp</i> )	$T(z)$ ( <i>NUEM</i> )		
	Lima	Prop. Constante	Black-Oil	Composicional
Ensaio 1	39,3	37,62188	38,18413	37,94842
Ensaio 2	38,0	36,65090	37,14969	36,92841
Ensaio 3	38,3	36,78227	37,25625	37,03666
Ensaio 4	38,1	36,49687	36,97886	36,75457
Ensaio 5	37,7	36,18365	36,70758	36,47607
Ensaio 6	37,7	36,44296	36,93268	36,70295
Ensaio 7	38,0	37,0373	37,53359	37,30966
Ensaio 8	37,9	36,32176	36,90045	36,66662
Ensaio 9	38,1	36,44542	37,02322	36,78820
Ensaio 10	38,3	36,23699	36,85137	36,62457
Ensaio 11	38	37,06439	37,61078	37,39887
Ensaio 12	36,8	35,86415	36,37759	36,14909
Ensaio 13	35,2	34,10032	34,56346	34,34427
Ensaio 14	35,8	34,46091	34,91984	34,70743
Ensaio 15	35,8	34,25204	34,69754	34,48305
Ensaio 16	36,2	34,57274	35,00804	34,79958
Ensaio 17	34,1	32,66790	33,20995	32,9798
Ensaio 18	34,1	32,84062	33,30308	33,09205
Ensaio 19	33,2	32,08393	32,55081	32,33513
Ensaio 20	33,0	31,99187	32,45636	32,23965
Ensaio 21	32,9	32,03952	32,44425	32,24385
Ensaio 22	32,8	31,76788	32,18139	31,98276
Ensaio 23	35,9	34,50527	34,99601	34,77568
Ensaio 24	31,6	30,45562	30,86776	30,66985
Ensaio 25	32,8	31,54291	32,04179	31,82154
	<b>Erro Médio</b>	<b>3,70%</b>	<b>2,32%</b>	<b>2,93%</b>

**Tabela B.5 – Resultados comparativos para a temperatura de saída Lima (2009) – Taitel e Barnea (1990)**

	$T(z)$ ( <i>exp</i> )	$T(z)$ ( <i>NUEM</i> )		
	Lima	Prop. Constante	Black-Oil	Composicional
Ensaio 1	39,3	37,44897	38,02828	37,76338
Ensaio 2	38,0	36,53083	37,04645	36,80282
Ensaio 3	38,3	36,69673	37,18297	36,93943
Ensaio 4	38,1	36,43271	36,92476	36,67799
Ensaio 5	37,7	36,10656	36,64133	36,38855
Ensaio 6	37,7	36,39286	36,90468	36,65874
Ensaio 7	38,0	36,94969	37,47132	37,22821
Ensaio 8	37,9	36,15404	36,75058	36,48864
Ensaio 9	38,1	36,23482	36,83196	36,56977
Ensaio 10	38,3	35,97162	36,60557	36,34645
Ensaio 11	38,0	36,94058	37,52101	37,28466
Ensaio 12	36,8	35,80471	36,34247	36,09445
Ensaio 13	35,2	34,04247	34,52451	34,28626
Ensaio 14	35,8	34,39192	34,86353	34,63134
Ensaio 15	35,8	34,16472	34,62015	34,38765
Ensaio 16	36,2	34,47070	34,91483	34,68661
Ensaio 17	34,1	32,60160	33,15393	32,90480
Ensaio 18	34,1	32,78182	33,25399	33,02377
Ensaio 19	33,2	31,20800	32,52182	32,28751
Ensaio 20	33,0	31,97369	32,44366	32,21040
Ensaio 21	32,9	32,03426	32,44353	32,22722
Ensaio 22	32,8	32,83200	32,15987	31,94471
Ensaio 23	35,9	34,46388	34,96185	34,72360
Ensaio 24	31,6	30,40665	30,8269	30,61213
Ensaio 25	32,8	31,47065	31,97893	31,73927
	<b>Erro Médio</b>	<b>3,98%</b>	<b>2,51%</b>	<b>3,19%</b>