LUIS ENRIQUE ORTIZ VIDAL

Separação gravitacional de gás em um duto anular inclinado: estudo experimental e modelagem fenomenológica.

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

Área de Concentração: Térmica e Fluidos

Orientador: Prof. Dr. Oscar Mauricio Hernandez Rodriguez

São Carlos

2010

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

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

V646s Vidal, Luis Enrique Ortiz
Separação gravitacional de gás em um duto anular
inclinado : estudo experimental e modelagem
fenomenológica / Luis Enrique Ortiz Vidal ; orientador
Oscar Mauricio Hernandez Rodriguez. -- São Carlos, 2010

Dissertação (Mestrado-Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica e Área de Concentração em Térmica e
Fluidos) -- Escola de Engenharia de São Carlos da
Universidade de São Paulo, 2010.

1. Escoamento bifásico. 2. Escoamento gás-líquido.
3. Separador de gás. 4. Separação gravitacional de gás.
5. Duto anular. 6. Duto inclinado. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Bachiller LUIS ENRIQUE ORTIZ VIDAL.

Dissertação defendida e julgada em 22/04/2010 perante a Comissão Julgadora:

Prof. Dr. **OSCAR MAURICIO HERNANDEZ RODRIGUEZ** – (Orientador)
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

APROVADO

Prof. Titular **PAULO SELEGHIM JUNIOR**
(Escola de Engenharia de São Carlos/USP)

APROVADO

Dr. **VALDIR ESTEVAM**
(Petróleo Brasileiro S/A /PETROBRAS)

APROVADO

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

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

*A la memoria de Mamandrea, madre y
protectora, por su aliento constante que
tanto me motivo...*

À minha amada Abe, esposa e camarada,
pela sua confiança, apoio e *aguante* nesta
missão...

Agradecimentos

Agradeço, em primeiro lugar, a Deus por estar presente e persistente na minha vida ainda quando eu não perceber. *Gracias Señor.*

Ao meu orientador Prof. Dr. Oscar Mauricio Hernandez Rodriguez pela oportunidade de trabalhar juntos sem me conhecer previamente, assim como pela confiança e apoio constante.

À Dra. Ivonete Ávila por me mostrar que era possível empreender a aventura da pós-graduação no Brasil.

À equipe que colaboro com o projeto Separador Gravitacional *Shroud* Invertido, Oscar Mauricio Hernandez Rodriguez, Valdir Estevam, Divonsir Lopes, Cinthia Politi Blanco, Thiago Freitas Albieri, Fernando Augusto Alves Mendes, Jonas Nicolau, Jorge Nicolau dos Santos e José Roberto Bogni pelo trabalho desenvolvido e apoio constante, especialmente por me ajudar a testar a minha capacidade humana, profissional e científica.

Aos meus amigos e colegas do laboratório pela acolhida, ajuda e convivência, Iara Hernandez Rodriguez, Thiago Freitas Albieri, Cinthia Politi Blanco, Simone Rodrigues Lima, Evelise Roman Corbalán, Cleber Carvalho Pereira, Marcelo Souza de Castro. De maneira especial, pelos motivos anteriores e pela paciência inesgotável quero agradecer a Analice Costacurta Brandi e Ernesto Beck Junior: *gracias Analice, gracias Ernesto.*

Ao Brasil e sua gente, à CAPES pelo suporte financeiro e à PETROBRAS pelas instalações experimentais.

Por último quero agradecer à minha família, situada de último lugar por considerá-la o fundamento e sustento da minha vida tal como a base de uma pirâmide. *Gracias Irma por todo el amor, confianza, dedicación y paciencia que has derramado en mi vida. Gracias Mamandrea, Mamá, Papá, Martha y Germán por su presencia, amparo y consejos con y sin palabras. Gracias Peki, Victor Allan, Germán y Linda por el amor, admiración y respeto mutuo. Gracias a mi nueva familia, Los Aguilar Ávila, por la acogida y el gran cariño. En general, gracias familia.*

"... porque, em parte, conhecemos, e em parte profetizamos... quando eu era menino, falava como menino, sentia como menino, discorria como menino, mas, logo que cheguei a ser homem, acabei com as coisas de menino. Porque agora vemos por espelho em enigma, mas então veremos face a face; agora conheço em parte, mas então conhecerei como também sou conhecido..." (1 Coríntios 13).

RESUMO

VIDAL, L. E. O. **Separação gravitacional de gás em um duto anular inclinado: estudo experimental e modelagem fenomenológica.** 2010. 139f. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010.

O presente trabalho apresenta um estudo associado à separação de gás para escoamento gás-líquido em um duto anular inclinado. Esse tipo de escoamento e geometria são encontrados em separadores de gás do tipo *shroud* invertido na indústria de petróleo quando utilizadas técnicas de bombeamento para a exploração de poços. A presença de gás livre a montante da bomba é uma das maiores limitações dos sistemas de bombeamento, por acarretar cavitação e falhas dinâmicas nos equipamentos. O presente estudo tem por objetivo garantir a separação total de gás livre a montante da bomba através da proposição de um separador do tipo *shroud* invertido em tubulação inclinada para aplicação na exploração de petróleo em poços direcionais.. Um estudo experimental com ar e água como fluidos de trabalho a pressão quase atmosférica foi desenvolvido visando a compreensão da fenomenologia do separador *shroud* invertido. Foram observados escoamentos em duto anular do tipo: bifásico gás-líquido ascendente, monofásico em canal livre e bifásico gás-líquido descendente devido ao fenômeno de aeração; foram coletados também dados de eficiência de separação em função do ângulo de inclinação, vazão do líquido e queda de pressão entre o *shroud* e a saída do tubo de produção. Encontrou-se uma variável de extrema importância no fenômeno de separação até agora não reportada na literatura: o nível do anular interno do *shroud* (*NAI*). Um modelo fenomenológico que prevê a separação total do gás foi desenvolvido a partir da interpretação dos fenômenos físicos observados experimentalmente. Uma correlação inédita para a modelagem do fenômeno de dissipação de energia cinética turbulenta vinculado à separação do gás é proposta. O modelo foi validado qualitativamente com dados da literatura e ajustado com os dados coletados neste trabalho, mostrando boa concordância.

Palavras-chave: Escoamento bifásico, Escoamento gás-líquido, Separador de gás, Separação gravitacional de gás, Duto anular, Duto inclinado.

ABSTRACT

VIDAL, L. E. O. **Gravitational gas separation in an inclined annular channel: experimental study and phenomenological modeling.** 2010. 139f. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010.

This paper presents a study associated with gas separation in an inclined gas-liquid annular-duct flow. This type of flow and geometry are found in shroud-inverted gas separators applied to petroleum industries when using pumping technique for oil production. High void fraction at the pump suction is one of the most important limitations of the SCP technique, causing cavitation and dynamics failures in the equipment. The present study aims to provide a solution for the total gas separation through the use of an innovative inclined inverted-shroud separator for directional wells. An experimental study, where air and water at near atmospheric pressure constituted the working fluids, was carried out to understand the phenomenology of the inclined inverted-shroud separator. Different annular-duct flows were observed: upward gas-liquid flow, single-phase open channel flow, downward gas-liquid flow due to the phenomenon of aeration; also new data of separation efficiency were collected as a function of inclination angle, liquid flow rate and pressure drop between the shroud and production pipe outlet. One of the most significant findings is that the liquid level of the inner annular channel (*NAI*) of the shroud is a very important variable in the phenomenon of separation; so far this was not reported in the literature. Based on the observations, a phenomenological model that predicts total gas separation is proposed. A new correlation for the modeling of the dissipation of turbulent kinetic energy associated with the gas separation is presented. The model was qualitatively compared with available data from the literature and quantitatively adjusted against the new experimental data obtained in this work, and the agreement was quite good.

Keywords: Two-phase flow, Gas-liquid flow, Gas separator, Gravitational gas separation, Annular channel, Inclined channel.

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 -	Separador gás-líquido rotativo testado por Alhanati et al. (1994).	32
Figura 2.2 -	Apresentação dos resultados obtidos por Alhanati et al. (1994) para seu separador de gás rotativo.....	32
Figura 2.3 -	Separador gás-líquido <i>shroud</i> invertido e helicóide fixo proposto por Souza et al. (2003).	33
Figura 2.4 -	Separador de gás sem tubo de decantação nem helicóide testes, por Serrano (1999).	34
Figura 2.5 -	Esquema do separador gás-líquido utilizado nas pesquisa do TUALP (LIU; PRADO, 2000).	35
Figura 2.6 -	Esquema do rastreamento de trajetória de bolhas proposto por Liu e Prado (2001a, 2001b).	36
Figura 2.7 -	Esquema da seção transversal da seção anular do separador; r_s denota o limite de separação de gás, segundo Liu e Prado (2001a, 2001b).	37
Figura 2.8 -	Quadro comparativo construído por Marquez e Prado (2001).	38
Figura 2.9 -	Distribuição geométrica do separador <i>shroud</i> invertido apresentado por Vidal et al. (2009). A: escoamento bifásico ascendente no anular externo; B: escoamento em superfície livre no anular interno; C: escoamento de transição e bifásico descendente no anular interno; D: escoamento monofásico no tubo de produção.	39
Figura 2.10 -	Separador gás-líquido do tipo <i>shroud</i> invertido testado por Rondy, Cholet e Federer (1993).	40
Figura 2.11 -	Padrões de escoamento observados por Wongwises e Pipathattakul (2006). a) Duto anular horizontal ($\beta = 0^\circ$), b) duto anular inclinado ($\beta = 30^\circ$).	42
Figura 2.12 -	Mapa de fluxo segundo a modelagem proposta por Taitel, Barnea e Dukler (1980).	44
Figura 2.13 -	Padrões de escoamento em duto anular vertical segundo Kelessidis e Dukler (1989).	45
Figura 2.14 -	Tipos de escoamentos permanente variado em canal livre (POTTER, 2004).	46
Figura 2.15 -	Mecanismo de aeração em ressalto hidráulico segundo Hoyt e Sellin (1989).	48
Figura 2.16 -	Aeração por impacto (GULLIVER; THENE; RINDELS, 1990).	49

Figura 3.1 -	Distribuição geométrica do separador "shroud" invertido. As letras representam os tipos de escoamento encontrados a partir de uma abordagem fenomenológica	51
Figura 3.2 -	Localização do nível anular interno. Os pontos 1 e 2 indicam a trajetória do líquido desde o NAI até a saída do tubo de produção, respectivamente. A linha vermelha tracejada representa o limite do volume de controle.....	54
Figura 3.3 -	Mudança das linhas de corrente do líquido ao passar do anular interno ao tubo de produção. (a) Interpretação da realidade (b) modelo adotado.....	56
Figura 3.4 -	Área transversal do escoamento em superfície livre.....	59
Figura 3.5 -	Relação entre eficiência de separação e os parâmetros de ajuste do modelo. O sentido horário representa o desenvolvimento do modelo	64
Figura 4.1 -	Esquema do circuito experimental utilizado – NETeF-EESC-USP.	66
Figura 4.2 -	Visão da linha de testes em vidro sobre a estrutura inclinável e, à esquerda, o tanque separador.....	68
Figura 4.3 -	Arranjo das tubulações. Uso de luvas de PVC para garantir concentricidade entre os três tubos.....	68
Figura 4.4 -	Esquema da linha de teste.	69
Figura 4.5 -	Compressor de alimentação de ar.....	70
Figura 4.6 -	Válvula reguladora da vazão do ar.....	70
Figura 4.7 -	Bomba de alimentação de água.	71
Figura 4.8 -	Variador de frequência para controle da vazão de água.	71
Figura 4.9 -	Painel frontal do programa de aquisição de sinais.	73
Figura 4.10 -	Representação do “enxame” de bolhas, produto da dissipação de energia no anular interno.	75
Figura 5.1 -	Influência de k_I na equação da energia para $Q_p = 0,00024 \text{ m}^3/\text{s}$	82
Figura 5.2 -	Influência de c_I sobre o comprimento a_{NAI} para $\eta = 100\%$, $n=0$	83
Figura 5.3 -	Influência de c_I sobre DP para $\eta=100\%$, $n=0$, $k_I=1$	84
Figura 5.4 -	Influência de n sobre o comprimento a_{NAI} para $\eta = 100\%$, $c_I = 0,1$	84
Figura 5.5 -	Influência de n sobre DP para $\eta = 100\%$, $c_I = 0,1$, $k_I = 1$	86
Figura 5.6 -	Ordem lógica para o ajuste experimental do modelo.....	86
Figura 5.7 -	Localização experimental do NAI.	87
Figura 5.8 -	DP vs. a_{NAI} . Eficiência de separação para $\beta = 15^\circ$. (a) $Q_p=0,000175 \text{ m}^3/\text{s}$, (b) $Q_p=0,000208 \text{ m}^3/\text{s}$, (c) $Q_p=0,000286 \text{ m}^3/\text{s}$, (d) $Q_p=0,000328 \text{ m}^3/\text{s}$, (e) $Q_p=0,000431 \text{ m}^3/\text{s}$. $k_I=1$	92

Figura 5.9 - DP vs. a_{NAI} . Eficiência de separação para $\beta = 45^\circ$. (a) $Q_p=0,000150 \text{ m}^3/\text{s}$, (b) $Q_p=0,000213 \text{ m}^3/\text{s}$, (c) $Q_p=0,000241 \text{ m}^3/\text{s}$, (d) $Q_p=0,000325 \text{ m}^3/\text{s}$, (e) $Q_p=0,000376 \text{ m}^3/\text{s}$, (f) $Q_p=0,000421 \text{ m}^3/\text{s}$ $k_I=1$	93
Figura 5.10 - a_{NAI} vs. Q_p . Ajuste experimental do modelo para $\beta=15^\circ$; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.....	95
Figura 5.11 - a_{NAI} vs. Q_p . Ajuste experimental do modelo para $\beta=45^\circ$; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.....	95
Figura 5.12 - DP vs. Q_p . Ajuste experimental do modelo para $\beta=15^\circ$; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.....	96
Figura 5.13 - DP vs. Q_p . Ajuste experimental do modelo para $\beta=45^\circ$; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.....	97
Figura 5.14 - a_{NAI} vs. β . Alcance do modelo para diferentes angulações; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.....	101
Figura 5.15 - DP vs. β . Alcance do modelo para diferentes angulações; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.....	101
Figura A.1 - Trajetória de bolha no interior do separador <i>shroud</i> . (a) diagrama cinemático da bolha, (b) vista longitudinal, (c) vista transversal.	113
Figura C.1 - Esquema da estrutura inclinável tipo LK.	124
Figura C.2 - Esquema da articulação da estrutura inclinável	124
Figura C.3 - Esquema da base articulada.	125
Figura C.4 - Esquema do Sistema de Içamento da estrutura inclinável.	126
Figura C.5 - Esquema do elemento 4 da Figura C.: eixo do ponto de içamento.	127
Figura C.6 - Esquema do elemento 8 da Figura C.: Gancho de fixação.....	127
Figura C.7 - Esquema do elemento 3 da Figura C.: Polia de içamento.....	128
Figura C.8 - Montagem do Sistema estrutural inclinável no NETeF.	129
Figura C.9 - Maneira correta de medição do diâmetro (HACES; OSSA; PANIAGUA, 2005)	131
Figura C.10 - Cabo com arames arrebitados (HACES; OSSA; PANIAGUA, 2005)....	131
Figura C.11 - Medição do passo do cabo (CIMAF, 2009)	132
Figura C.12 - Lubrificação do cabo (SIVA, 2009).....	133
Figura C.13. - Arranjo cabo-polia (SIVA, 2009)	134

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 -	Componentes do Sistema Experimental.....	66
Tabela 4.2 -	Instrumentação do Sistema Experimental	67
Tabela 5.1 -	Pontos experimentais para $\beta = 15^\circ$	88
Tabela 5.2 -	Pontos experimentais para $\beta = 45^\circ$	89
Tabela 5.3 -	Pontos experimentais para diferentes angulações	99

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras latinas

A	área (m^2)
c_l, n	coeficientes da correlação Ldis
d	diâmetro (m)
D	diâmetro hidráulico (m)
DP	queda de pressão entre o shroud e a saída do tubo de produção (bar)
e	rugosidade (m)
E	taxa de energia por unidade de massa (W/kg)
f	fator de atrito (adm.)
Fr	número de Froude (adm.)
g	gravidade (m/s^2)
h	perda de carga (m)
h_w	nível do líquido no shroud (m)
k_l	fator multiplicados de perda de carga bifásica (adm.)
k_b	constante da equação de Hinze
L, a	comprimento (m)
P	pressão (Pa)
$\dot{m}$	vazão mássica do gás (kg/s)
Q	vazão volumétrica (m^3/s)
R	constante característica do ar (J/Kg-K)
Re	número de Reynolds (adm.)
S	perímetro (m)
T	temperatura ($^{\circ}\text{C}$)
u	incerteza (%)
V	velocidade média (m/s)
V_{ter}	velocidade terminal (m/s)
Z	altura estática (m)

Letras gregas

σ	tensão superficial (N/m)
ρ	densidade (Kg/m ³)
η	eficiência (%)
β	ângulo de inclinação (°)
μ	viscosidade (Pa-s)

Subscritos

<i>1,2</i>	relativo à entrada e saída, respectivamente
<i>ai</i>	anular interno
<i>b</i>	bolha
<i>baro</i>	barométrica
<i>ch</i>	relativo ao enxame de bolhas
<i>dis</i>	relativo à dissipação de energia
<i>ep</i>	externo-tubo de produção
<i>g</i>	relativo ao gás/ar
<i>ii</i>	interno- tubo intermediário ou <i>shroud</i>
<i>j</i>	jusante
<i>l</i>	relativo ao líquido/água
<i>lT</i>	relativo à perda de carga total
<i>m</i>	montante
<i>mano</i>	manométrica
<i>NAI</i>	relativo ao nível do anular interno
<i>o</i>	relativo à transição de regime laminar para turbulento
<i>p</i>	produção
<i>rev</i>	revestimento
<i>sl</i>	superfície livre
<i>tp</i>	tubo de produção
<i>w</i>	relativo ao líquido/água
η	relativo à eficiência de separação

SUMÁRIO

CAPITULO 1 -	INTRODUÇÃO	27
CAPITULO 2 -	REVISÃO DA LITERATURA.....	31
2.1	Separadores gás-líquido.....	31
2.2	Escoamento bifásico gás-líquido em duto.	41
2.2.1	Escoamento bifásico em duto horizontal e ligeiramente inclinado.	41
2.2.2	Escoamento bifásico em duto vertical e ligeiramente inclinado.	43
2.3	Escoamentos em superfície livre.	45
2.3.1	Aeração em canal livre	47
CAPITULO 3 -	MODELAGEM DO SEPARADOR <i>SHROUD</i> INVERTIDO	51
3.1	Fenomenologia do separador.....	51
3.1.1	Escoamento Tipo A: escoamento bifásico gás-líquido.	52
3.1.2	Escoamento Tipo B: Escoamento monofásico em superfície livre.	52
3.1.3	Escoamento Tipo C: transição de escoamento.	52
3.1.4	Escoamento Tipo D: Escoamento monofásico	53
3.2	Hipóteses preliminares	53
3.3	Descrição e desenvolvimento do modelo	54
3.3.1	Equações fundamentais	55
3.3.2	Comprimento de separação total ($\eta = 100\%$)	58
3.3.3	Velocidade do líquido na superfície livre.....	59
3.3.4	Velocidade do líquido no anular interno	61
3.3.5	Velocidade terminal: Lei de Stokes.....	61
3.4	Ajuste do modelo (k_I e L_{dis}).....	62
3.4.1	Correlação para L_{dis}	62
3.5	Relação entre a_{NAI} e os parâmetros de ajuste da correlação L_{dis}	63
CAPITULO 4 -	MONTAGEM E METODOLOGIA EXPERIMENTAL	65
4.1	Sistema experimental - Laboratório de Engenharia Térmica e Fluidos, NETeF-EESC-USP.....	65
4.2	Sistema de suprimento de ar.	70
4.3	Sistema de suprimento de água	71
4.4	Instrumentação e Aquisição de Sinais.	72
4.5	Procedimento Experimental	74

4.6	Obtenção experimental da eficiência de separação do gás	76
CAPITULO 5 -	RESULTADOS E DISCUSSÕES	79
5.1	Consistência do modelo	79
5.2	Equação da energia utilizada	80
5.3	Influência dos parâmetros de ajuste.....	81
5.3.1	Influência do coeficiente k_I – escoamento bifásico no separador	81
5.3.2	Influência dos parâmetros c_I e n da correlação para o comprimento de dissipação L_{dis}	82
5.4	Resultados experimentais e ajuste do modelo	86
5.4.1	Eficiência de separação.	91
5.4.2	Separação total do gás	94
5.5	Limitações do modelo	98
5.6	Observações qualitativas	102
CAPITULO 6 -	CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS.....	105
REFERÊNCIAS		109
APÊNDICE A -	COMPRIMENTO DE STOKES.....	113
APÊNDICE B -	INCERTEZA EXPERIMENTAL.....	115
B.1	Incerteza experimental da eficiência de separação do gás	115
B.2	Incerteza experimental da vazão mássica do gás.....	116
B.3	Incerteza experimental da densidade do gás.....	117
B.4	Incerteza experimental do Delta de pressões.....	119
B.5	Incerteza experimental na medida do NAI.....	120
B.6	Incerteza experimental dos instrumentos	120
B.6.1	Incerteza do medidor da vazão do gás.....	120
B.6.2	Incerteza do medidor da pressão P_{baro}	120
B.6.3	Incerteza do medidor da pressão P_{mano}	120
B.6.4	Incerteza do medidor da temperatura do gás	121
B.6.5	Incerteza do medidor da pressão P_{rev}	121
B.6.6	Incerteza do medidor da pressão P_{tp}	121
B.6.7	Incerteza do medidor da vazão da água.....	121
APÊNDICE C -	SISTEMA ESTRUTURAL INCLINÁVEL.	123
C.1	Sistema inclinável.....	123

C.2	Manutenção do Sistema de Içamento	129
C.2.1	Inspeção	130
C.2.2	Manutenção e substituição de elementos.....	132
C.2.3	Registro de Manutenção	135
C.3	Referências do apêndice	137
APÊNDICE D -	PROGRAMA LABVIEW	139

CAPITULO 1 - INTRODUÇÃO

A relevância da indústria de petróleo na economia mundial é reconhecida globalmente. Uma das principais razões desse reconhecimento é a necessidade energética imediata, principalmente nos setores industriais e de transportes. A falta de consolidação das fontes de energia alternativa aumenta a importância desta indústria. Neste cenário, os processos de produção e transporte do petróleo são submetidos a constantes análises técnicas e econômicas a fim de avaliar sua viabilidade, assim como também a confiabilidade dos equipamentos utilizados, os quais são de vital importância para garantir a continuidade da produção.

No Brasil, o panorama não é diferente, o setor petrolífero, liderado pela empresa de capital misto Petróleo Brasileiro S.A. - PETROBRAS, dirige grandes esforços para o melhoramento de processos na produção e transporte de petróleo, assim como dos equipamentos utilizados. Uma intensificação deste desenvolvimento tecnológico é esperada, haja vista a descoberta da nova reserva de petróleo, potencialmente de alta qualidade, denominada Pré-sal. Nesse sentido, o esforço despendido para a superação de limitações tecnológicas atuais poderá se converter nas primeiras soluções dos desafios futuros.

Técnicas de bombeamento e injeção de gás a alta pressão (*gas-lift*) são as principais maneiras de produzir petróleo no Brasil. Cada técnica possui vantagens e desvantagens e a escolha depende de condições técnicas: *gas-lift* é usado em poços com alto teor de areia, alta razão gás-líquido e o investimento é relativamente baixo para poços profundos, mas o custo de operação é elevado. Por outro lado, técnicas como o bombeamento centrífugo submerso (BCS) e suas variantes são utilizadas pela flexibilidade dos equipamentos disponíveis e os menores custos de operação, mas têm como limitante a razão gás-líquido, *i.e.*, altas frações de gás a montante da bomba prejudicam o equipamento, diminuindo sua eficiência e provocando falhas prematuras que comprometem a produção.

Nas últimas décadas, várias pesquisas sobre separadores de gás centrífugos ou gravitacionais para uso em conjunto com técnicas de bombeamento têm sido desenvolvidas, devido a que essas técnicas são responsáveis por mais de 80% dos poços produtores da Petrobras. Além disso, o BCS se apresenta mais atrativo que o *gas-lift* nos cenários com alta

fração de água, longos comprimentos de linha e pouca disponibilidade de gás (SOUZA et al., 2003).

A abordagem do presente trabalho propõe uma mudança de paradigma em relação à separação de gás livre a montante da BCS. Algumas pesquisas e tecnologias existentes ou em desenvolvimento propõem equipamentos com alta eficiência de separação; ou então buscam prever o limite máximo possível de fração de gás na tomada da BCS para uma operação satisfatória. O presente estudo tem por objetivo garantir a separação total de gás livre a montante da bomba através da proposição de um separador do tipo *shroud* invertido em tubulação inclinada. O *shroud* invertido é um separador gravitacional de gás constituído por um tubo de decantação concêntrico ao tubo de revestimento e ao tubo de produção. A ausência de partes móveis minimiza a chance de interrupção da produção para manutenção. A inclinação representa uma geometria inovadora em comparação aos separadores de gás utilizados na prática. Assim, os objetivos gerais são: contribuir para o entendimento do funcionamento do separador, a proposição de um critério para a separação total de gás e elucidar quais os parâmetros preponderantes para o projeto do *shroud* invertido.

Os objetivos específicos do presente trabalho são:

- Reconhecer as características do escoamento gás-líquido num duto anular inclinado e sua relação com o separador gravitacional gás-líquido do tipo *shroud* invertido.
- Descrever e entender os fenômenos físicos vinculados ao uso de um separador *shroud* invertido, reconhecendo os escoamentos presentes.
- Levantar dados experimentais de eficiência de separação em função dos parâmetros do processo, tais como: vazão de líquido e ângulo de inclinação.
- Reconhecer a influência do padrão de escoamento no anular externo, do ângulo de inclinação e da vazão de líquido sobre a fenomenologia do separador.
- Desenvolver um modelo matemático para o separador *shroud* invertido que consiga prever a separação total do gás em função dos parâmetros de processo.

O trabalho foi organizado nos seguintes capítulos:

- Capítulo 2: revisão bibliográfica dos trabalhos relacionados a separadores gás-líquido utilizados na produção de petróleo em poços, escoamento bifásico gás-líquido em duto anular vertical, horizontal e inclinado, escoamento em canal livre com ênfase no fenômeno de aeração.

- Capítulo 3: modelagem fenomenológica da separação total do gás no separador *shroud* invertido; descrição fenomenológica do separador, descrição dos tipos de escoamento existentes e suas equações governantes; é proposta uma correlação para o comprimento de dissipação da energia cinética turbulenta.
- Capítulo 4: descrição do trabalho experimental realizado; projeto e descrição da montagem experimental, rotina de obtenção de dados, técnicas experimentais desenvolvidas e incertezas experimentais.
- Capítulo 5: apresentação e discussão dos resultados obtidos; dados experimentais de eficiência a partir dos parâmetros de processo, simulações numéricas para verificar a influência dos parâmetros do modelo, ajuste experimental da correlação proposta e do modelo; é avaliada a limitação do modelo em função ao ângulo de inclinação.
- Capítulo 6: conclusões e perspectivas.

CAPITULO 2 - REVISÃO DA LITERATURA

Neste capítulo é apresentado o estado da arte dos assuntos abordados no presente trabalho de pesquisa. Os tópicos visam situar ao leitor no âmbito dos separadores gás-líquido tendo no separador gravitacional do tipo *shroud* invertido e sua fenomenologia o foco central do capítulo.

Com o objetivo de organizar a revisão bibliográfica, arranjou-se o capítulo da forma descrita a seguir. Em primeiro lugar, é apresentada uma revisão bibliográfica sobre os principais separadores de gás utilizados. Em seguida, é apresentada uma revisão bibliográfica do escoamento bifásico gás-líquido em duto anular para tubulações horizontais e verticais, assim como inclinadas. Por último, é apresentada uma revisão bibliográfica sobre escoamento em superfície livre e suas características, dando destaque no fenômeno de aeração.

2.1 Separadores gás-líquido

Separação gás-líquido é uma operação na qual a fase gasosa é apartada da fase líquida ou vice-versa. A finalidade dessa operação é diversa e depende principalmente da aplicação industrial.

Na indústria de petróleo, no fundo de poços direcionais, essa separação é normalmente obtida através da ação de equipamentos específicos instalados a montante da bomba, por exemplo, separadores rotativos, ou através de separação natural por segregação gravitacional.

Separadores de gás do tipo rotativo são equipamentos constituídos basicamente por um helicóide móvel giratório (Figura 2.1). Um dos primeiros registros deste tipo de separador é apresentado por Alhanati et al. (1994). Os autores desenvolveram um modelo fenomenológico para a eficiência de separação em um separador de gás rotativo utilizado na técnica BCS (bombeamento centrífugo submerso) na exploração de petróleo. Os resultados são apresentados como mapas de eficiência de separação; onde, vazões dos fluidos, pressões e velocidades de rotação constituem as variáveis do modelo. O modelo prevê duas zonas marcadas para os valores de eficiência, uma de alta eficiência e outra de baixa; a transição entre estas duas zonas, em termos de vazão, se apresenta de maneira abrupta (Figura 2.2). O

modelo foi testado com dados experimentais da literatura e os coletados pelos autores, mostrando coerência.

Figura 2.1 - Separador gás-líquido rotativo testado por Alhanati et al. (1994).

Figura 2.2 - Apresentação dos resultados obtidos por Alhanati et al. (1994) para seu separador de gás rotativo.

Apesar dos bons resultados a respeito da eficiência de separação, os separadores do tipo rotativo apresentam limitações operacionais. A contar com partes móveis, a necessária manutenção compromete a continuidade da produção. Uma alternativa a este problema é proposta por Souza et al. (2003). Os autores desenvolveram um separador de gás constituído basicamente por um tubo de decantação ou *shroud* invertido e um helicóide fixo, segundo mostra a Figura 2.3. O *shroud* invertido é responsável principalmente pela separação gravitacional das fases, enquanto o helicóide transformaria o escoamento vertical, descendente e caótico, em um escoamento inclinado e segregado, promovendo assim uma melhor separação das fases. O equipamento foi fabricado e testado, obtendo eficiências de separação superiores a 90%. O separador proposto elimina as desvantagens das partes móveis presentes no separador rotativo, porém os autores reportam sérios cuidados construtivos e operacionais relacionados ao helicóide. Este restringiria a área de seção transversal do sistema e diminuiria a velocidade média do escoamento, dada uma vazão constante. No trabalho não é reportado nenhum modelo teórico ou semi-empírico do separador proposto.

Figura 2.3 - Separador gás-líquido *shroud* invertido e helicóide fixo proposto por Souza et al. (2003).

Um trabalho teórico-experimental foi desenvolvido por Serrano (1999), onde se estudou a eficiência de um separador sem helicóide nem tubo de decantação para diferentes angulações da seção de testes, segundo mostra a Figura 2.4. Os resultados experimentais mostram um incremento da eficiência de separação para angulações menores a partir da horizontal, *i.e.*, a eficiência de separação é menor para uma posição da seção de teste próxima da vertical. Os dados experimentais coletados, para uma fração volumétrica *in situ* de até 20%, serviram para testar um modelo simplificado baseado no modelo fenomenológico de Alhanati (1993), mostrando coerência. Para o tipo de separador testado, o autor conclui que a vazão de líquido e o ângulo de inclinação influenciam fortemente na eficiência de separação; ressaltam que o padrão de escoamento na seção de teste é relevante. O autor ressaltava que o modelo não foi testado para fluidos altamente viscosos, angulações menores de 30° e frações volumétricas *in situ* maiores que 20%. Contudo, o modelo precisa *a priori* da fração volumétrica *in situ* a montante da bomba, variável que é de difícil obtenção na prática.

Figura 2.4 - Separador de gás sem tubo de decantação nem helicóide testes, por Serrano (1999).

Harun et al. (2000, 2003) apresentaram um novo modelo mecanicista para o separador de Serrano (1999) baseado nas equações de quantidade de movimento das fases e uma

correlação geral de fechamento para o deslizamento. O modelo indica que a eficiência de separação depende fortemente da geometria, fração de vazio e velocidade *in situ* do gás. O modelo é desenvolvido para um volume de controle localizado na entrada da bomba. Numa seguinte tentativa os autores desenvolvem um modelo similar, porém para uma seção de teste inclinada Harun et al. (2001). Os modelos apresentam coerência com os dados experimentais fornecidos por Serrano (1999). Apesar da abrangência dos modelos e da consideração do deslizamento entre as fases, o modelo não tem em conta a presença de tubo de decantação ou *shroud* invertido.

Figura 2.5 - Esquema do separador gás-líquido utilizado nas pesquisas do TUALP (LIU; PRADO, 2000).

Novos esforços do laboratório TUALP da Universidade de Tulsa para o estudo da eficiência de separação foram feitos, definindo assim duas linhas de pesquisa, uma seguida por Liu e Prado (2000, 2001a, 2001b) e outra por Marquez e Prado (2001, 2002a, 2002b, 2002c, 2002d; 2003). Um esquema do separador utilizado pelos primeiros é o mostrado na Figura 2.5, onde são reconhecidas três regiões de trabalho. Na primeira (*Region I* na Figura 2.5), o escoamento se desenvolve como uma mistura multifásica num tubo. Numa segunda região (*Region II* na Figura 2.5), limitada pela geometria da bomba, o escoamento se

desenvolve numa geometria anular de maneira complexa devido à presença da bomba. Parte do gás é arrastado com o líquido em direção à bomba e parte é separado, continuando assim sua trajetória. Na terceira seção (*Region III* na Figura 2.5), o gás presente na coluna de líquido estático é separado gravitacionalmente (LIU; PRADO, 2000).

Figura 2.6 - Esquema do rastreamento de trajetória de bolhas proposto por Liu e Prado (2001a, 2001b).

Liu e Prado (2000, 2001a, 2001b) com a finalidade de aprofundar o entendimento do escoamento na segunda seção, fizeram uma exaustiva revisão da literatura, encontrando, além dos trabalhos aqui apresentados, os trabalhos de Sambangi (1994) e Lackner (1997), onde se apresenta uma extensão daquilo feito por Alhanati (1993) e um estudo da influência da viscosidade na eficiência de separação, respectivamente. Em seguida, os autores modelaram a separação de gás. O modelo usou o método de rastreamento de trajetória de bolhas submetidas a um balanço de forças que considerava a presença da bomba, um esquema que é mostrado na Figura 2.6. Apesar de que o modelo incorpora parâmetros geométricos para o entendimento dos fenômenos de separação, este foi desenvolvido para baixas frações de gás. O resultado da

implementação do modelo é uma circunferência imaginária que computa o limite para a separação das bolhas de gás, denotada por r_s na Figura 2.7. Contudo, os registros não mostram qualquer validação experimental do modelo.

Figura 2.7 - Esquema da seção transversal da seção anular do separador; r_s denota o limite de separação de gás, segundo Liu e Prado (2001a, 2001b).

Marquez e Prado (2001), cientes de que não é suficiente apenas obter correlações para a determinação da eficiência de separação a partir de dados experimentais da literatura, embarcam numa tentativa para a consolidação do entendimento dos fenômenos físicos fundamentais do problema da separação de gás em separadores gás-líquido. Numa primeira etapa, os autores fizeram um levantamento da literatura, encontrando as mesmas referências que Liu e Prado (2000). Como resultado desta pesquisa, construíram um quadro comparativo das condições experimentais presentes nas pesquisas anteriores, o qual é mostrado na Figura 2.8 (MARQUEZ; PRADO, 2001). Em seguida, Marquez e Prado (2002a) classificaram os dados experimentais encontrados na literatura a partir do padrão de escoamento no anular segundo o critério proposto por Caetano, Shoham e Brill (1992). Foi mostrado que dois são os padrões de escoamento presentes na literatura para este tópico: escoamento em bolhas, para Serrano (1999), e escoamento pistonado/agitante, para Alhanati (1993), Sambangi (1994) e Lackner (1997). Numa etapa seguinte, os autores estudam os modelos já desenvolvidos por Alhanati (1993) e Serrano (1999), ressaltando a importância da velocidade terminal das bolhas de gás na direção axial do separador; a principal diferença entre os dois modelos se concentra na solução para o deslizamento das fases na entrada da bomba (MARQUEZ; PRADO, 2002b). Numa terceira etapa, Marquez e Prado (2002c) observam que os modelos desenvolvidos por Alhanati (1993), Serrano (1999) e Harun et al. (2000, 2001, 2003)

desconsideravam o compute do deslizamento das fases na entrada da bomba (hipótese baseada em dados experimentais que indicavam que o deslizamento na entrada da bomba era desprezível). Porém, Marquez e Prado (2002c) argumentam que considerar o deslizamento das fases é valido pela existência de acelerações convectivas na entrada da bomba devido à redução da área. Os resultados do novo modelo são mais confiáveis e precisos em comparação com as antigas modelagens.

VARIABLE	EXPERIMENTAL CONDITIONS			
	ALHANATI'S WORK	SAMBANGI'S WORK	LACKNER'S WORK	SERRANO'S WORK
FLUID	AIR-WATER	AIR-WATER	AIR MINERAL OILS	AIR-WATER
LIQUID FLOW RATE (bpd)	300, 600, 900	From 1200 to 3000	From 300 to 2700	1000, 1500, 2000
GLR (scf/stb)	50, 100, 200	50, 100, 200, 300	50, 100, 200, 300	--
PRESSURE (Psig)	50, 100, 150	100, 200, 300	100, 200, 300	50, 100, 150
SPEED Hz	0, 60	0, 60	0, 30, 60	--
INCLINATION ANGLE	90° (VERTICAL)	90° (VERTICAL)	90° (VERTICAL)	90° (VERTICAL) 30° and 60°
GAS FRACTION	--	--	--	0.5, 0.10, 0.15, 0.20

Figura 2.8 - Quadro comparativo construído por Marquez e Prado (2001).

Melhorias na modelagem apresentada por Marquez e Prado (2002c) foram feitas com a incorporação dos estudos do Liu e Prado (2000, 2001a, 2001b). Acrescentaram-se ao estudo uma nova correlação para o deslizamento e a previsão da trajetória das bolhas de gás na entrada da bomba. O modelo final considera a geometria do separador, o deslizamento na direção axial e transversal do separador e as vazões de líquido e gás como variáveis importantes do modelo. Dados da literatura serviram para obter uma correlação para o raio de uma bolha de gás arrastada em direção à bomba em função da vazão do gás, assim como para validar o modelo (MARQUEZ; PRADO, 2002d, 2003).

Como foi até aqui apresentado, a literatura oferece um sumário de observações e dados experimentais quanto aos separadores gás-líquido helicoidais rotativos e fixos, com e sem tudo de decantação, assim como modelos fenomenológicos simples e robustos baseados no

mesmo princípio de separação gravitacional (ALHANATI, 1993; ALHANATI et al., 1994; HARUN et al., 2000, 2001, 2003; LIU; PRADO, 2000, 2001a, 2001b; MARQUEZ; PRADO, 2001, 2002a, 2002b, 2002c, 2002d, 2003; SERRANO, 1999; SOUZA et al., 2003). Contudo, pouco foi estudado a respeito dos separadores do tipo *shroud* invertido, sendo este tipo de separador o foco da presente pesquisa.

Figura 2.9 - Distribuição geométrica do separador *shroud* invertido apresentado por Vidal et al. (2009). A: escoamento bifásico ascendente no anular externo; B: escoamento em superfície livre no anular interno; C: escoamento de transição e bifásico descendente no anular interno; D: escoamento monofásico no tubo de produção.

O separador gás-líquido do tipo *shroud* invertido sem helicóide, reportado na literatura por Alhanati (1993), é usado verticalmente. Sem a presença do helicóide, o escoamento dentro do *shroud* seria vertical, descendente e caótico, comprometendo assim a separação das fases (SOUZA et al., 2003). Vidal et al. (2009) mostram que o helicóide fixo de Souza et al. (2003) poderia ser substituído pela mudança no ângulo de inclinação do separador, transformando assim o escoamento vertical, descendente e caótico, dentro do *shroud*, em um escoamento inclinado e segregado em canal livre, o que promoveria uma melhor separação das fases. A vantagem da geometria apresentada por Vidal et al. (2009) estaria na eliminação de peças que poderiam comprometer a produção. A Figura 2.9 mostra a distribuição geométrica do separador apresentado por Vidal et al. (2009), as letras representam os tipos de

escoamento encontrados a partir de uma abordagem fenomenológica. Requerimentos de patentes já foram feitos pela Petrobras para separadores com geometrias semelhantes às mostradas as Figuras 2.3 e 2.9 (LOPES, 2001a, 2001b).

Um trabalho experimental elucidativo é apresentado por Rondy, Cholet e Federer (1993). Os autores conduziram um estudo experimental para quantificar a eficiência de separação num separador *shroud* invertido semelhante ao apresentado por Vidal et al. (2009), tal como mostrado na Figura 2.10. Numa bancada de teste, com distribuição geométrica de escala 1:2 relacionada a um poço modelo e uma inclinação fixa de 20° a partir da horizontal, os pesquisadores fizeram ensaios com três pares diferentes de fluidos: água e ar, a 3,5 e 4 bar, óleo (500cP) e nitrogênio e óleo (1000cP) e nitrogênio a 20 bar. Visualizações dos padrões de escoamento foram feitas, indicando padrão estratificado liso para a seção horizontal e intermitente para a seção inclinada; a mudança de padrão é devida à mudança no número de Froude. Eles concluíram que a eficiência de separação é função das vazões dos fluidos e da viscosidade. Contudo, os autores não explicam os resultados obtidos, nem a fenomenologia do escoamento no *shroud* invertido.

Figura 2.10 - Separador gás-líquido do tipo *shroud* invertido testado por Rondy, Cholet e Federer (1993).

Vidal et al. (2009) desenvolveram uma modelagem fenomenológica para o separador *shroud*, mas baseada numa nova filosofia: enquanto que os modelos anteriores tentam estimar o valor da eficiência de separação, o modelo de Vidal et al. (2009) visa prever a separação total do gás. Os autores reconhecem importantes variáveis de processo, não levadas em conta por modelos anteriores, tais como: nível do anular interno (NAI) e pressão do revestimento. O

modelo foi testado e validado qualitativamente com os resultados obtidos por Rondy, Cholet e Federer (1993). Contudo, os autores nada falam do comprimento de dissipação de energia, que é assumido como fixo numa primeira estimativa. Também é preciso notar que os autores desconsideram o escoamento bifásico no anular externo. Cabe ressaltar que o citado anteriormente não apresenta incoerência com pesquisas anteriores, onde se destaca a importância do padrão de escoamento para a eficiência de separação, pois essa conclusão foi feita para separadores sem tubo de decantação ou *shroud* invertido (HARUN et al., 2000, 2001, 2003; SERRANO, 1999).

2.2 Escoamento bifásico gás-líquido em duto.

Segundo foi mostrado na seção anterior, diferentes padrões e propriedades do escoamento bifásico estão presentes em separadores gás-líquido. A seguir, é apresentada uma revisão da literatura de escoamentos bifásicos em dutos horizontais, verticais e inclinados.

2.2.1 Escoamento bifásico em duto horizontal e ligeiramente inclinado.

Taitel e Dukler (1976) apresentam um modelo fenomenológico para a determinação das transições em escoamentos gás-líquido em tubulações circulares horizontais. Antes deste trabalho o estabelecimento das transições era feito só experimentalmente para fluidos e geometrias específicas. Os autores desenvolvem um modelo adimensional dependente de geometria, inclinação, propriedades dos fluidos e velocidades superficiais. Os padrões encontrados são: intermitente, estratificado liso, estratificado ondulado, bolhas dispersas e anular com líquido disperso no núcleo do ar.

Ekberg et al. (1999) desenvolveram um trabalho experimental para escoamentos gás-líquido em duto anular para duas seções de teste (tubos de vidro concêntricos). Estas contavam com medidores de pressão diferencial e pressão absoluta e válvulas de fechamento rápido que forneciam a medição da fração volumétrica. Os padrões observados em ambos os arranjos de tubulações foram: bolhas, estratificado, agitante/pistonado e anular. Mas as transições ocorrem para diferentes velocidades superficiais. Os autores compararam valores medidos de fração volumétrica e queda de pressão bifásica com expressões da literatura. Para a fração volumétrica, a estimativa depende do padrão de escoamento, mas em geral a expressão de Lockhart-Martinelli-Butterworth teve melhor aproximação. No caso de queda de pressão bifásica, a correlação de Friedel apresenta melhores resultados em comparação com

os dados experimentais. Os pesquisadores também compararam os dados experimentais obtidos com cartas de fluxo apresentadas na literatura, observando que a razão Di/Do tem pouca relevância, onde Di e Do são os diâmetros internos e externos do anular, respectivamente.

Figura 2.11 – Padrões de escoamento observados por Wongwises e Pipathattakul (2006). a) Duto anular horizontal ($\beta = 0^\circ$), b) duto anular inclinado ($\beta = 30^\circ$).

Wongwises e Pipathattakul (2006) apresentaram um estudo experimental sobre escoamentos gás-líquido horizontal e inclinado em duto anular. Com câmera de alta velocidade se captaram os seguintes padrões de escoamento: *plug*, *slug*, *annular*, *annular/slug*, *bubbly/plug*, *bubbly/slug-plug*, *churn*, *dispersed bubbly* e *slug/bubbly*, alguns padrões observados pelos autores são mostrados na Figura 2.11. O padrão *slug* foi observado só para tubulação horizontal, enquanto que o padrão *slug/bubbly* para tubulação inclinada. Os autores observam que para baixas velocidades superficiais de ar e água, a queda de pressão incrementa-se com a mudança do ângulo (de 30 até 60). Para ângulos de 30 e 60 graus, a mudança do padrão de escoamento implica num aumento abrupto na queda de pressão. Por outro lado, a fração de vazio incrementa com o incremento da velocidade do gás e decresce com a diminuição da velocidade do líquido. Também se observa que para velocidades superficiais constantes, com o incremento da inclinação desde a horizontal até 60 graus, a fração de vazio parece não mudar, tendo-se uma tendência a diminuir a medida que o ângulo de inclinação aumenta. Os pesquisadores apresentam cartas de fluxo dos dados experimentais recolhidos, comparando-os com os dados experimentais coletados por Ekberg et al. (1999);

em geral nota-se boa aproximação. Também comparam os dados obtidos com os calculados com o parâmetro X do modelo Lockhart-Martinelli e modelo homogêneo para diferentes velocidades, tendo-se boa aproximação. Por último, Wongwises e Pipathattakul (2006) concluem que é impossível o entendimento dos fenômenos envolvidos em escoamentos gás-líquido sem entender claramente a física dos padrões de escoamento; espera-se que esses influenciem na queda de pressão, fração volumétrica, estabilidade do sistema e troca de quantidade de movimento.

Blanco, Albieri e Rodriguez (2008) fizeram uma revisão bibliográfica e propuseram uma modelagem das transições para escoamento gás-líquido em duto anular horizontal e ligeiramente inclinado. Os autores optaram pela classificação clássica de padrões de escoamento: bolhas dispersas, intermitente em bolhas alongadas, estratificado liso, estratificado ondulado, intermitente pistonado e anular. Para o modelo das transições utilizaram uma modificação do proposto por Rodriguez, Mudde e Oliemans (2006) para escoamentos água-óleo em dutos circulares horizontais e ligeiramente inclinados, fazendo prévias mudanças geométricas. Os autores não apresentam dados experimentais próprios que validem seu modelo, mas fazem uma comparação com os dados experimentais obtidos por Ekberg et al. (1999), tendo boa aproximação. Eles acreditam que a ausência de dados experimentais em Ekberg et al. (1999) para o padrão estratificado liso tem por causa as pequenas dimensões das tubulações experimentais, devido à relevância da tensão superficial.

No trabalho de Rodriguez, Mudde e Oliemans (2006) é apresentada uma modelagem de dois fluidos líquido-líquido unidimensional para a previsão da estabilidade do padrão estratificado. Propõe-se critérios de transição a partir do padrão estratificado, um critério viscoso para a transição de estratificado liso para ondulado e o critério de Kelvin-Helmoltz (K-H) para a transição de estratificado ondulado para disperso. Um trabalho semelhante, porém menos abrangente, é proposto por Akbar e Ghiaasiaan (2003).

2.2.2 Escoamento bifásico em duto vertical e ligeiramente inclinado.

Taitel, Barnea e Dukler (1980) apresentam um dos primeiros trabalhos de modelagem de transições para escoamento vertical gás-líquido em tubo. A modelagem proposta está baseada no entendimento dos mecanismos físicos preponderantes. Os resultados deste trabalho foram apresentados através de cartas de fluxos dimensionais das velocidades superficiais. Um trabalho experimental foi conduzido para validar a modelagem. O observado

experimentalmente concordava com as transições previstas, reconhecendo cinco padrões principais de escoamento: bolhas, bolhas dispersas, agitante, pistonado e anular, tal como mostrado na Figura 2.12. Os autores concluem que ainda que as fronteiras dos padrões estejam determinadas pelos mesmos parâmetros, os mecanismos de transição são diferentes.

Figura 2.12 - Mapa de fluxo segundo a modelagem proposta por Taitel, Barnea e Dukler (1980).

Kelessidis e Dukler (1989) investigaram experimentalmente os escoamentos gás-líquido em dutos anulares concêntricos e excêntricos, reconhecendo diferentes padrões de escoamento. A partir de uma análise dos sinais coletados, propuseram um novo modelo matemático para a predição dos mesmos. A Figura 2.13 mostra os padrões de escoamentos encontrados por Kelessidis e Dukler (1989). Pode-se notar que estes padrões são similares aos encontrados por Taitel, Barnea e Dukler (1980) para duto circular. Das experiências se concluiu que a excentricidade das tubulações que compõem o anular não influi relevantemente na transição dos padrões. O fato mais ressaltante deste neste trabalho é o reconhecimento dos padrões de escoamento a partir de métodos objetivos.

No estudo de escoamentos bifásicos gás-líquido, a determinação da fração volumétrica é quiçá o parâmetro mais importante. Hasan e Kabir (1992) desenvolveram um trabalho para a estimação deste parâmetro em dutos anulares verticais e inclinados. O trabalho experimental mostrou os mesmos padrões de escoamento encontrados por Taitel, Barnea e Dukler (1980) e Kelessidis e Dukler (1989). Foi ajustado um modelo de deslizamento e com isto obtiveram-se expressões para fração volumétrica. Os autores compararam as previsões com dados experimentais da literatura, validando o modelo.

Figura 2.13 - Padrões de escoamento em duto anular vertical segundo Kelessidis e Dukler (1989).

Blanco, Albieri e Rodriguez (2008) fazem uma revisão bibliográfica dos estudos em duto anular vertical, encontrando preponderância dos mesmos cinco padrões de escoamento: bolhas, bolhas dispersas, pistonado, agitante, anular. Os autores propõem um modelo fenomenológico para as transições em duto anular a partir dos critérios mais recentes da literatura. Fazendo mudanças geométricas logram montar uma modelagem e comparar seus resultados com dados experimentais de Caetano, Shoham e Brill (1992) e Kelessidis e Dukler (1989), tendo boa aproximação.

2.3 Escoamentos em superfície livre.

Escoamento em superfície ou canal livre é um escoamento induzido pela gravidade; caracteriza-se por apresentar uma interface entre o líquido e o gás chamada superfície livre, onde a pressão ao longo da superfície livre permanece constante. Encontrados comumente na natureza e em aplicações de engenharia, este tipo de escoamento apresentam na realidade um comportamento tridimensional. Porém, no campo da engenharia, comumente são aceitas simplificações unidimensionais (ÇENGEL; CIMBALA, 2007; POTTER; WIGGERT, 2004).

Dois são os principais critérios de classificação do escoamento em canal livre unidimensional: o tempo e a profundidade do escoamento. O critério relacionado ao tempo classifica o escoamento como permanente ou não-permanente, sendo permanente quando não apresenta variações com o tempo da velocidade média, nem da profundidade do escoamento. Quanto à profundidade do escoamento, o escoamento em canal livre é classificado como uniforme e não-uniforme ou variado, tendo-se que um escoamento uniforme implica

2.3.1 Aeração em canal livre

O fenômeno de aeração em escoamentos de canal livre está vinculado à dissipação de energia devido à turbulência. Vasta é a literatura referida a este tema e quase sempre relacionada à hidráulica de canais. A maioria dos estudos foram desenvolvidos em duas direções: aeração na superfície livre e aeração na presença de ressalto hidráulico. Segundo Vidal et al. (2009), em separadores gás-líquido do tipo *shroud* invertido apresentam-se, além dos dois tipos citados anteriormente, um fenômeno de aeração por impacto muito semelhante ao visto em vertedouros ou cachoeiras. Uma descrição do fenômeno de aeração orientada para o separador gás-líquido tipo *shroud* invertido é apresentada a seguir (CHANSON, 1993, 1994, 1997a, 1997b; GUALTIERI; CHANSON, 2007; HOYT; SELLIN, 1989; KUCUKALI; COKGOR, 2006, 2009; LIU; RAJARATNAM; ZHU, 2004; MURZYN; CHANSON, 2009; TOOMBES; CHANSON, 2007; VOLKART, 1980; WOOD, 1983)

O fenômeno de aeração na superfície livre se apresenta pela excessiva turbulência na superfície livre, geralmente relacionada a escoamentos supercríticos ($Fr > 1$). A turbulência eventualmente ocasiona o rompimento da camada limite da superfície livre, com isto gotículas de líquido são desprendidas em direção ao médio gasoso. No retorno, por efeito da gravidade, arrastam bolhas de gás para o interior do escoamento. O fenômeno se incrementa com o aumento da inclinação (VOLKART, 1980; WOOD, 1983).

Volkart (1980) desenvolve um dos primeiros trabalhos no fenômeno de aeração na superfície livre. O autor realiza um trabalho experimental numa bancada de teste de 12° de inclinação, 50 m de comprimento e 240 mm de diâmetro. Volkart (1980) consegue capturar experimentalmente medidas de diâmetros de bolha e gota, assim como velocidade e altura da queda das gotas. Com relação aos diâmetros, o estudo descobre uma faixa de diâmetros de bolhas de ar entre 1 e 6,5 mm, sendo que quando o diâmetro excede os 6 mm a bolha não é reconhecida mais como esférica e se quebra em bolhas menores; observou-se também que a faixa de diâmetros para as gotas esta entre 1 e 10 mm, havendo uma frequência maior para a faixa de 2 até 7 mm. Os estudos mostram também que a bolha de gás pode ser calculada mediante um balanço de energia a partir do conhecimento das características das gotículas de líquido desprendidas. Os resultados teóricos e experimentais são comparados, mostrando boa concordância. Contudo, é preciso uma análise estatística para determinar os parâmetros iniciais de cálculo (diâmetro de gotícula desprendida, altura de queda), pois devido à turbulência a interface bifásica sofre modificações de concentração de ar, o que faz

impossível conhecer o momento exato do desprendimento de gotas e, conseqüente geração de bolhas.

Trabalhos mais recentes aprofundam o estudo de Volkart (1980). Os estudos conseguem apresentar importantes variáveis do fenômeno, tais como: padrões de concentração de gás em função da profundidade no escoamento em canal livre, distribuição de tamanho de bolha, distribuição de frequência de bolhas, distribuição de velocidades média da interface, influencia das ondas superficiais na concentração de gás e geração e distribuição de bolhas. Contudo, em todos os casos são necessárias análises estatísticas para determinar os parâmetros iniciais de cálculo. Os resultados das pesquisas são utilizados em aplicações de oxigenação em escoamentos de canal livre (CHANSON, 1993, 1994, 1997a, 1997b; TOOMBES; CHANSON, 2007).

Aeração também está presente no fenômeno de ressalto hidráulico. A dissipação de energia presente no ressalto hidráulico se manifesta por meio de turbilhões que puxam o gás em direção no líquido. Com isso, apresenta-se o fenômeno de aeração, tal como mostra a Figura 2.15.

Figura 2.15 - Mecanismo de aeração em ressalto hidráulico segundo Hoyt e Sellin (1989).

Assim como no fenômeno de aeração na superfície livre, diversos estudos foram desenvolvidos para o entendimento de variáveis de aeração nos ressaltos hidráulicos, tais como: distribuição de gás em função de profundidade, velocidade interfacial, distribuição de bolhas, estrutura da difusão do gás. Os resultados dos estudos também tentam relacionar o fenômeno de aeração no ressalto hidráulico à perda de carga gerada, assim com à predição da eficiência de aeração. Em geral, observou-se que o ressalto hidráulico está associado a uma taxa de dissipação de energia que pode ser representada como energia cinética turbulenta que

decrece na direção do escoamento (GUALTIERI; CHANSON, 2007; HOYT; SELLIN, 1989; KUCUKALI; COKGOR, 2006, 2009; LIU; RAJARATNAM; ZHU, 2004; MURZYN; CHANSON, 2009).

Aeração por impacto é observada em estruturas hidráulicas como vertedouros, geralmente usadas para transferência de massa (oxigenação por exemplo) e dissipação de energia, tal como mostra a Figura 2.16 (CHANSON, 2002, 2004; GULLIVER; THENE; RINDELS, 1990; NAKASONE, 1987).

Figura 2.16 - Aeração por impacto (GULLIVER; THENE; RINDELS, 1990).

Gulliver, Thene e Rindels (1990) fizeram um estudo da eficiência de aeração em estruturas hidráulicas. No estudo, os autores propõem que na aeração geram-se bolhas que vão se quebrando pelas forças de cisalhamento próprias do escoamento. Isso ocorre até um diâmetro de bolha suficientemente pequeno para o qual há equilíbrio das forças de cisalhamento do escoamento com as forças de tensão superficial da bolha. O diâmetro que os autores indicam é o diâmetro obtido pelo Hinze¹ (1955 apud GULLIVER; THENE; RINDELS, 1990) para o balanço entre as forças de cisalhamento e tensão superficial; esse é expressado pela equação seguinte

$$d_b = K_b \left(\frac{\sigma}{\rho_w} \right)^{0,6} E_{dis}^{-0,4} \quad (2.1)$$

onde σ e E_{dis} representam a tensão superficial e a taxa da dissipação de energia por unidade de massa, respectivamente. K_b adquire o valor de 1,15 para jatos de líquidos sobre piscinas,

¹ HINZE, J.O. (1955) Fundamentals of the hydrodynamic mechanism of splitting in dispersion processes. **AIChE Journal**, v.1, n.3, p.289-295.

segundo experimentos de Sevik e Park² (1973 apud GULLIVER; THENE; RINDELS, 1990). Os autores ressaltam que a bolha cujo diâmetro médio é produto da aeração é função do diâmetro d_b dado pela equação 2.1.

É importante destacar que escoamentos aerados semelhantes ao mostrado na Figura 2.16 (b) podem ser encontrados em separadores gás-líquido do tipo *shroud* invertido, segundo Vidal et al. (2009), i.e., escoamentos aerados na superfície livre devido à presença de escoamentos supercríticos, escoamentos aerados pelo fenômeno de ressalto hidráulico e escoamentos aerados por impacto. Portanto, sugere-se que os mesmos critérios possam ser utilizados para tratar esses escoamentos no separador que é objeto deste trabalho.

² SEVIK, M.; PARK, S.H. (1973). The splitting of drops and bubbles by turbulent fluid flow. **J. Fluids Eng. Trans. ASME**, v.95, n.1, p.53-60.

CAPITULO 3 - MODELAGEM DO SEPARADOR *SHROUD* INVERTIDO

Neste capítulo apresenta-se a descrição da fenomenologia vinculada ao separador gás-líquido tipo *shroud* invertido, assim como o desenvolvimento de um modelo baseado em princípios e leis físicas. O modelo prevê a separação total do gás ($\eta = 100\%$) no separador a partir do conhecimento da vazão do líquido, pressão do revestimento e ângulo de inclinação como parâmetros de operação.

3.1 Fenomenologia do separador

Figura 3.1 - Distribuição geométrica do separador "shroud" invertido. As letras representam os tipos de escoamento encontrados a partir de uma abordagem fenomenológica

O separador gás-líquido *shroud* invertido é um tipo de separador gravitacional que, montado dentro de um poço inclinado, transforma um escoamento descendente, vertical e caótico num escoamento inclinado e segregado em canal livre. A inclinação reduz a incorporação de gás no impacto do líquido contra a interface e a segregação seria

incrementada devido ao gradiente de velocidades e aparecimento de componente da gravidade perpendicular ao escoamento bifásico principal.

A Figura 2.9 mostra os escoamentos presentes no uso do separador *shroud* invertido a partir de uma abordagem fenomenológica (VIDAL et al., 2009).

3.1.1 Escoamento Tipo A: escoamento bifásico gás-líquido.

Presente no anular externo, este escoamento do tipo co-corrente ascendente, leva em conta o desenvolvimento da mistura bifásica tal como é estudada por diferentes autores (BLANCO; ALBIERI; RODRIGUEZ, 2008; CAETANO; SHOHAM; BRILL, 1992; EKBERG et al., 1999; HASAN; KABIR, 1992; KELESSIDIS; DUKLER, 1989; WONGWISES; PIPATHATTAKUL, 2006). O conhecimento do padrão de escoamento é de vital importância para a determinação da fração volumétrica *in situ* ou *holdup* e, conseqüentemente, da perda de carga bifásica. Além disso, ele pode ter influência no comportamento dos fluidos na entrada do anular interno.

3.1.2 Escoamento Tipo B: Escoamento monofásico em superfície livre.

Ao encontrar o final do duto anular interno, ou *shroud* invertido, a mistura bifásica inverte as fases, *i.e.*, ocorre inversão de fases, de gás em líquido para líquido em gás, apresentando-se provavelmente uma névoa ou gotículas dispersas no gás. O líquido começa escoar pela parede do duto anular interno (*shroud*) e esse tipo de escoamento é conhecido como escoamento em superfície livre. O gás está praticamente estático dentro do anular interno sujeito a uma pressão que chamaremos de pressão do revestimento

3.1.3 Escoamento Tipo C: transição de escoamento.

Na transição do escoamento em superfície livre para escoamento bifásico no anular interno se apresenta um processo de aeração acompanhada de ressalto hidráulico (mudança do número de Froude). No momento em que o escoamento em superfície livre atinge o nível do anular interno (NAI) ocorre um aumento considerável da intensidade da turbulência e, portanto, uma dissipação de energia (ÇENGEL; CIMBALA, 2007; KUCUKALI; COKGOR, 2009).

O parâmetro de maior relevância é o diâmetro de bolha que se apresenta no escoamento bifásico no anular interno, pois a eficiência de separação do separador *shroud* invertido estaria fortemente vinculada à separação dessas pequenas bolhas. As bolhas geradas pela turbulência devem ser separadas antes de ingressar ao tubo de produção.

3.1.4 Escoamento Tipo D: Escoamento monofásico

Considerando uma total separação das bolhas geradas no escoamento tipo C, se teria 100% de eficiência de separação e com isto escoamento monofásico no tubo de produção. O conhecimento do comportamento desde tipo está consolidado e previsto na literatura (ÇENGEL; CIMBALA, 2007; FOX; MCDONALD; PRITCHARD, 2006; POTTER; WIGGERT, 2004).

3.2 Hipóteses preliminares

Foram adotadas as seguintes hipóteses para o desenvolvimento do modelo fenomenológico:

1. O padrão de escoamento gás-líquido no anular externo não influencia no escoamento monofásico em superfície livre e por tanto no funcionamento do separador.
2. Toda a vazão de líquido que escoar pelo anular externo ingressa ao anular interno.
3. O escoamento monofásico em superfície livre ocorre em regime permanente e uniforme sem presença de aeração em todo seu comprimento.
4. A energia dissipada no escoamento de transição é devida somente à mudança da energia cinética. Esta hipótese desconsidera que parte da energia dissipada é utilizada para a formação da interface da bolha e a existência de uma desaceleração do fluido no anular interno, contudo é válida por fornecer uma maior margem de segurança para o projeto do separador.
5. Para a análise de continuidade, assume-se escoamento monofásico no anular interno.
6. A perda de carga devido ao escoamento bifásico gás-líquido no anular interno é levada em conta por um multiplicador aplicado sobre a perda de carga monofásica às mesmas condições de escoamento.

7. Escoamento monofásico uniforme, incompressível e em regime permanente no tubo de produção.
8. Todos os escoamentos são do tipo isotérmico.
9. O gás se comporta como gás ideal.

3.3 Descrição e desenvolvimento do modelo

Figura 3.2 - Localização do nível anular interno. Os pontos 1 e 2 indicam a trajetória do líquido desde o NAI até a saída do tubo de produção, respectivamente. A linha vermelha tracejada representa o limite do volume de controle.

O modelo fenomenológico visa prever a separação total do gás no separador *shroud* invertido. Esta separação está vinculada à posição do NAI da Figura 3.2, segundo o critério seguinte:

Se a posição do NAI está relacionada a um comprimento a_{NAI} menor do que o comprimento necessário para a separação das bolhas de ar geradas pela turbulência no escoamento de transição (tipo C), então se tem bolhas de ar escoando para o tubo de produção e eficiência de separação menor do que 100%. Caso o a_{NAI} seja maior do que o comprimento de separação das bolhas, ter-se-ia uma eficiência de separação de 100%. Propõe-se, portanto,

a existência de um comprimento crítico (ou mínimo necessário) para a localização NAI relacionado à eficiência de 100%.

3.3.1 Equações fundamentais

São estabelecidas as equações de continuidade e energia para o volume de controle, mostrado na Figura 3.2, formado pelo anular interno e o tubo de produção, com fronteiras de entrada e saída coincidentes com o duto anular interno na zona do NAI e a saída do tubo de produção, respectivamente.

Em regime permanente, o NAI fica estabilizado quando a vazão do líquido que ingressa no volume de controle através do escoamento em superfície livre é igual à vazão do líquido que sai pelo tubo de produção, *i.e.*, se alcança o equilíbrio dinâmico. A equação da continuidade para as hipóteses adotadas é expressa por (ÇENGEL; CIMBALA, 2007; FOX; MCDONALD; PRITCHARD, 2006; RODRIGUEZ, 2008):

$$Q_p = A_{sl}V_{sl} = A_{ai}V_{ai} = A_{tp}V_{tp} \quad (3.1)$$

onde Q_p , A , e V , representam a vazão do líquido, a área e a velocidade média do escoamento. Os índices sl , ai e tp indicam superfície livre, anular interno y tubo de produção, respectivamente.

A equação da energia, considerando um volume de controle fixo e as hipóteses adotadas na seção anterior, pode-se expressar mediante (ÇENGEL; CIMBALA, 2007; FOX; MCDONALD; PRITCHARD, 2006; RODRIGUEZ, 2008):

$$P_1 - P_2 = DP = \rho_w g \left(\frac{V_2^2}{2g} + Z_2 - Z_1 + h_{IT} \right) \quad (3.2)$$

onde ρ_w , g , P , V , Z , h_{IT} representam a densidade do líquido, a aceleração da gravidade, a pressão, a velocidade, a altura estática e a perda de carga total, respectivamente. Os índices 1 e 2 indicam entrada e saída, respectivamente (Figura 3.2).

A perda de carga total (h_{IT}) da equação 3.2 esta constituída por três parcelas: a perda de carga devido ao escoamento bifásico no anular interno, a perda de carga monofásica no tubo de produção e as perdas localizadas devido as mudanças nas linhas de corrente quando o

líquido escoar do anular interno para o tubo de produção. As parcelas mencionadas são mostradas na equação seguinte

$$h_{IT} = k_1 h_{ai} + h_{tp} + h_{ai,tp} \quad (3.3)$$

A constante k_1 da equação 3.3 é o multiplicador aplicado sobre a perda de carga monofásica (h_{ai}) que leva em conta a perda de carga bifásica no anular interno ($k_1 h_{ai}$), segundo dito na hipótese preliminar número 6. A perda de carga $h_{ai,tp}$ da equação 3.3 é modelada de acordo ao mostrado na Figura 3.3. Na realidade, o fluido experimenta uma mudança de direção das linhas de corrente ao escoar desde o anular interno para o tubo de produção (Figura 3.3 (a)), este fato será representado no modelo como a mudança de linhas de corrente ao passar por uma contração e um cotovelo (Figura 3.3 (b)). Por tanto, a perda de carga $h_{ai,tp}$ é computada como a soma das perdas localizadas geradas por uma contração e um cotovelo.

Figura 3.3 - Mudança das linhas de corrente do líquido ao passar do anular interno ao tubo de produção. (a) Interpretação da realidade (b) modelo adotado.

As parcelas da perda de carga total (h_{IT}) são calculadas mediante a equação de Darcy-Weisbach, segundo mostram as equações seguinte:

$$h_{ai} = f_{ai} \left(\frac{a_{NAI}}{D_{ai}} \right) \frac{V_{ai}^2}{2g} \quad (3.4)$$

$$h_{tp} = f_{tp} \left(\frac{L_{tp}}{d_{tp}} \right) \frac{V_{tp}^2}{2g} \quad (3.5)$$

$$h_{ai,tp} = K_{contração} \frac{V_{ai}^2}{2g} + K_{cotovelo} \frac{V_{tp}^2}{2g} \quad (3.6)$$

onde f , L , $K_{contração}$, $K_{cotovelo}$ representam o fator de atrito, o comprimento, o coeficiente de perda da contração e do cotovelo, respectivamente.

O cálculo do fator de atrito das equações 3.4 e 3.5 é feito a partir das expressões de Churchill³ (1977 apud ALLEN, 1996) a partir do conhecimento do número de Reynolds (Re) e a rugosidade relativa (e/D). Escolheram-se estas equações por mostrar mais generalidades de calculo (VIDAL; CABANILLAS; FIERRO, 2009).

$$f = 8 \left[\left(\frac{8}{Re} \right)^{12} + \frac{1}{A + B^{3/2}} \right]^{1/12} \quad (3.7)$$

$$A = \left\{ 2,457 \ln \left[\frac{1}{\left(\frac{7}{Re} \right)^{0,9} + 0,27 \left(\frac{e}{D} \right)} \right] \right\}^{16} \quad (3.8)$$

$$B = \left(\frac{37530}{Re} \right)^{16} \quad (3.9)$$

Na Figura 3.2, observa-se que as alturas estáticas Z_I e Z_2 dependem unicamente de parâmetros geométricos. Além disso, o termo Z_I esta relacionado com a localização do NAI e, conseqüentemente, ao comprimento a_{NAI} . Notando isto, para propriedades constantes dos fluidos e usando as expressões até aqui apresentadas, a equação da energia (Equação 3.2) pode-se reescrever da forma seguinte

$$P_1 - P_2 = DP = f \left[k_1, a_{NAI}, Q_p, \beta \right] \quad (3.10)$$

³ CHURCHILL, S.W. (1977). Friction-factor equation spans all fluid-flow regimes. **Am. Inst. Chem. Eng. Journal**, v.23, p.91-92.

Interpreta-se da equação anterior que para qualquer condição de escoamento em regime permanente é possível encontrar a diferença de pressões (P_1-P_2) a partir do conhecimento do multiplicador k_I , do comprimento a_{NAI} , do ângulo de inclinação (β), e da vazão de líquido (Q_p).

3.3.2 Comprimento de separação total ($\eta = 100\%$)

Durante o escoamento de transição (escoamento tipo C da Figura 2.9) são geradas bolhas de gás que, submetidas a forças relacionadas à turbulência, empuxo, arrasto e gravidade, tentarão escapar para a superfície do líquido do anular interno (NAI). A presente modelagem considera que existe um comprimento a_{NAI} mínimo necessário que permite que as bolhas de gás escapem e assim é possível garantir 100% de eficiência de separação. Este comprimento está constituído por duas parcelas:

1. Comprimento devido ao desenvolvimento do perfil de velocidades no anular interno, $a_{desenvolvimento}$ (ÇENGEL; CIMBALA, 2007; RODRIGUEZ, 2008).
2. Comprimento devido ao movimento parabólico da bolha de gás dentro do anular interno produto do balanço de forças (Lei de Stokes), a_{Stokes} . A dedução desta parcela é apresentada no apêndice A. (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 1990; ÇENGEL; CIMBALA, 2007).

O critério do comprimento a_{NAI} mínimo assim como as parcelas deste são mostrados nas equações seguintes:

$$a_{NAI} \geq a_{desenvolvimento} + a_{Stokes} \quad (3.11)$$

$$a_{desenvolvimento} = 4,4 Re_{ai}^{1/6} D_{ai} \quad (3.12)$$

$$a_{Stokes} = \frac{\pi}{2} d_{ii} \left(\frac{V_{ai} - V_{ter} \text{Sen}(\beta)}{V_{ter} \text{Cos}(\beta)} \right) \quad (3.13)$$

onde Re_{ai} e D_{ai} são o número de Reynolds e o diâmetro hidráulico do anular interno, respectivamente. V_{ter} e d_{ii} são a velocidade terminal, dada pela Lei de Stokes, e o diâmetro interno do *shroud* invertido, respectivamente. V_{ai} é a velocidade média no anular interno.

3.3.3 Velocidade do líquido na superfície livre

A velocidade média do líquido na superfície livre para escoamento permanente uniforme esta dada pela equação seguinte (ÇENGEL; CIMBALA, 2007; FOX; MCDONALD; PRITCHARD, 2006; POTTER; WIGGERT, 2004):

$$V_{sl} = \sqrt{\frac{2gD_{sl}\text{Sen}(\beta)}{f_{sl}}} \quad (3.14)$$

sendo V_{sl} a velocidade do líquido na superfície livre, D_{sl} o diâmetro hidráulico do escoamento em superfície livre, β o ângulo de inclinação do *shroud* e f_{sl} o fator de atrito para a superfície livre, podendo ser usadas as equações de Churchill para seu cálculo (equações 3.7, 3.8 e 3.9). O diâmetro hidráulico e o número de Reynolds para o escoamento em superfície livre é calculado mediante as expressões seguintes (ÇENGEL; CIMBALA, 2007; FOX; MCDONALD; PRITCHARD, 2006; POTTER; WIGGERT, 2004):

$$D_{sl} = \frac{4A_w}{S_w} \quad (3.15)$$

$$\text{Re}_{sl} = \frac{\rho_w D_{sl} (Q_p / A_w)}{\mu_w} \quad (3.16)$$

onde A_w , S_w , e μ_w indicam área, perímetro e viscosidade do líquido, respectivamente.

Figura 3.4 - Área transversal do escoamento em superfície livre.

Para o caso do separador *shroud* a área transversal do escoamento do líquido está constituída por uma cavidade anular concêntrica formada pelo diâmetro interno do *shroud* (d_{ii}) e o diâmetro externo do tubo de produção (d_{ep}), tal como mostra a Figura 3.4. Expressões para a área (A_w) e perímetro (S_w) do líquido em função do nível do líquido (h_w) são apresentadas a seguir (BLANCO; ALBIERI; RODRIGUEZ, 2008):

$$\text{Se } h_w \leq \frac{d_{ii} - d_{ep}}{2} :$$

$$A_w = \frac{1}{4} d_{ii}^2 \left(\cos^{-1} \left(1 - \frac{2h_w}{d_{ii}} \right) - \sqrt{1 - \left(\frac{2h_w}{d_{ii}} - 1 \right)^2} \left(1 - \frac{2h_w}{d_{ii}} \right) \right) \quad (3.17)$$

$$S_w = d_{ii} \cos^{-1} \left(1 - \frac{2h_w}{d_{ii}} \right) \quad (3.18)$$

$$\text{Se } \frac{d_{ii} - d_{ep}}{2} < h_w < \frac{d_{ii} + d_{ep}}{2} :$$

$$A_w = \frac{\pi}{4} d_{ii}^2 - d_{ep}^2 - \frac{1}{4} \left\{ d_{ii}^2 \left(\cos^{-1} \left(\frac{2h_w}{d_{ii}} - 1 \right) - \sqrt{1 - \left(\frac{2h_w}{d_{ii}} - 1 \right)^2} \left(\frac{2h_w}{d_{ii}} - 1 \right) \right) - \right. \\ \left. d_{ep}^2 \left(\cos^{-1} \left(\frac{2h_i}{d_{ep}} - 1 \right) - \sqrt{1 - \left(\frac{2h_i}{d_{ep}} - 1 \right)^2} \left(\frac{2h_i}{d_{ep}} - 1 \right) \right) \right\} \quad (3.19)$$

$$S_w = d_{ii} \left(\pi - \cos^{-1} \left(\frac{2h_w}{d_{ii}} - 1 \right) \right) + d_{ep} \left(\pi - \cos^{-1} \left(\frac{2h_w}{d_{ii}} - 1 \right) \right) \quad (3.20)$$

$$\text{Se } h_w \geq \frac{d_{ii} + d_{ep}}{2} :$$

$$A_w = \frac{\pi}{4} d_{ii}^2 - d_{ep}^2 - \frac{1}{4} d_{ii}^2 \left(\cos^{-1} \left(\frac{2h_w}{d_{ii}} - 1 \right) - \sqrt{1 - \left(\frac{2h_w}{d_{ii}} - 1 \right)^2} \left(\frac{2h_w}{d_{ii}} - 1 \right) \right) \quad (3.21)$$

$$S_w = d_{ii} \left(\pi - \cos^{-1} \left(\frac{2h_w}{d_{ii}} - 1 \right) \right) + \pi d_{ep} \quad (3.22)$$

3.3.4 Velocidade do líquido no anular interno

A velocidade média do líquido no anular interno é obtida a partir da equação da continuidade (equação 3.1), e conforme a hipótese preliminar número 5, *i.e.*,

$$V_{ai} = \frac{Q_p}{A_{ai}} \quad (3.23)$$

3.3.5 Velocidade terminal: Lei de Stokes

A velocidade terminal para uma bolha de gás num meio líquido é obtida a partir da Lei de Stokes (balanço entre força gravitacional de empuxo e arrasto) para números de Reynolds suficientemente baixos, tal como mostra a equação seguinte (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, 1990; ÇENGEL; CIMBALA, 2007):

$$V_{ter} = \frac{(\rho_w - \rho_g) g d_b^2}{18 \mu_w} \quad (3.24)$$

onde V_{ter} e ρ_g , são a velocidade terminal dada pela lei de Stokes e a densidade do gás, respectivamente. O diâmetro da bolha de gás (d_b) é estimado a partir da dissipação da energia cinética do escoamento em superfície livre devido à turbulência no escoamento de transição (tipo C) (GULLIVER; THENE; RINDELS, 1990; KUCUKALI; COKGOR, 2009; VOLKART, 1980) segundo a expressão seguinte:

$$d_b = 1,15 \left(\frac{\sigma}{\rho_w} \right)^{0,6} E_{dis}^{-0,4} \quad (3.25)$$

onde σ e E_{dis} representam a tensão superficial e a taxa da dissipação de energia por unidade de massa, respectivamente. Supõe-se que E_{dis} leva em conta a dissipação total da energia cinética do escoamento em superfície livre, *i.e.*, considera-se a interface do líquido do anular interno sem movimento, então (VIDAL et al., 2010):

$$E_{dis} = \frac{1}{2} \frac{V_{sl}^3}{L_{dis}} \quad (3.26)$$

onde L_{dis} representa o comprimento da dissipação de energia.

3.4 Ajuste do modelo (k_I e L_{dis})

De acordo como o desenvolvimento da modelagem na seção anterior, existem dois parâmetros a serem ajustados empiricamente, estas são k_I e L_{dis} . A variável k_I representa o multiplicador aplicado sobre a perda de carga monofásica para encontrar a perda de carga bifásica no anular interno para as mesmas condições de escoamento. Por outro lado, L_{dis} representa o comprimento da região de dissipação de energia relativa ao choque do escoamento em superfície livre (escoamento tipo C da Figura 2.9) contra a interface do anular interno (NAI). O valor de L_{dis} terá que ser ajustado de forma que seja garantida no separador *shroud* a separação de uma bolha com um diâmetro (d_b), *i.e.*, para garantir uma eficiência de 100%. Naturalmente, a separação de bolhas com diâmetros maiores a d_b esta garantida mediante a análise das equações de velocidade terminal (equação 3.24), comprimento de Stokes (equação 3.13) e comprimento mínimo (equação 3.11).

3.4.1 Correlação para L_{dis}

Uma correlação para L_{dis} em função da vazão de líquido (Q_p), a viscosidade do meio líquido (μ_w), e o ângulo de inclinação (β) é proposta a partir da interpretação fenomenológica da influência destes parâmetros e observações experimentais, segundo o postulado seguinte:

Para um ângulo de inclinação constante, um aumento na vazão de líquido incrementaria a velocidade do escoamento de líquido na superfície livre e, conseqüentemente, a dissipação turbulenta (E_{dis}), o que implicaria um menor comprimento de dissipação L_{dis} onde ocorreria esta dissipação turbulenta. Portanto, existe uma relação inversa entre a vazão de líquido e o comprimento L_{dis} . Já no caso da viscosidade ocorreria o contrario, um incremento desta acarreta um decréscimo na velocidade do escoamento de líquido na superfície livre e, conseqüentemente, a dissipação turbulenta (E_{dis}), com isto a energia dissipada poderia ocorrer num comprimento de dissipação L_{dis} maior. Por tanto, existe uma relação direta entre a viscosidade e o comprimento L_{dis} . A influência do ângulo de inclinação sobre a correlação proposta L_{dis} , foi verificada experimentalmente. Notou-se que um incremento no ângulo de inclinação para vazões e viscosidade constantes de líquido, acarretava um incremento no comprimento do “enxame” de bolhas geradas no anular interno. Portanto, existe uma relação direta entre a vazão de líquido e o comprimento L_{dis} . O citado anteriormente pode ser representado matematicamente mediante:

$$L_{dis} \xleftrightarrow{\infty} \mu_w, \beta, \frac{1}{Q_p} \quad (3.27)$$

Então, uma expressão do seguinte tipo é proposta para o comprimento de dissipação:

$$L_{dis} = c_1 \left(\frac{Q_o}{Q_p} \right)^{n\sqrt{\sin\beta}} \quad (3.28)$$

onde a influência da viscosidade esta embutida no parâmetro Q_o que representa a vazão de líquido crítica da transição de regime laminar para turbulento no anular interno assumindo escoamento monofásico, *i.e.*, vazão de líquido Q_o para um número de Reynolds igual a 2100:

$$Q_o = \text{Re}_{tr} \frac{\mu_w A_{ai}}{\rho_w D_{ai}}, \text{Re}_{tr} = 2100 \quad (3.29)$$

A unidade de comprimento da correlação L_{dis} proposta é dada pelo parâmetro c_1 , da forma seguinte:

$$c_1 = c_2 D_{ai} \quad (3.30)$$

onde c_2 é uma constante adimensional.

O ajuste dos parâmetros c_1 e n da correlação L_{dis} deve ser feito experimentalmente. Fica explícito que a correlação L_{dis} , exposta é valida, além do apresentado, para escoamentos em regime turbulento no anular interno.

3.5 Relação entre a_{NAI} e os parâmetros de ajuste da correlação L_{dis}

Dada uma vazão de líquido Q_p e um ângulo de inclinação β fixo, a separação total de gás das bolhas geradas no escoamento de transição pode ser alcançada garantindo um comprimento mínimo a_{NAI} segundo o critério apresentado na seção 3.3, isto mostra que existe uma relação entre a eficiência de separação η e comprimento a_{NAI} ; pela sua vez, o comprimento do a_{NAI} é função do comprimento a_{Stokes} , segundo a Eq. 3.11; este comprimento é função do diâmetro de bolha gerado no escoamento de transição segundo pode ser observado na expressão para a velocidade terminal V_{ter} (Eqs. 3.24); a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta por unidade de massa E_{dis} é responsável pelo diâmetro de bolha d_b segundo é mostrado na Eq. 3.25; pela sua vez, E_{dis} é função da velocidade do comprimento de

dissipação L_{dis} , segundo é mostrado na Eq. 3.26; por último, como foi apresentado na seção anterior, a correlação L_{dis} proposta é função do parâmetros de ajuste n e c_1 (Eq. 3.28). A Figura 3.5 representa a relação entre eficiência de separação e os parâmetros de ajuste do modelo segundo citada anteriormente,

Figura 3.5 – Relação entre eficiência de separação e os parâmetros de ajuste do modelo. O sentido horário representa o desenvolvimento do modelo

CAPITULO 4 - MONTAGEM E METODOLOGÍA EXPERIMENTAL

Este capítulo tem por finalidade descrever o sistema experimental utilizado para os testes e a metodologia experimental do trabalho.

Construída nas instalações do Núcleo de Engenharia Térmica e Fluidos (NETeF) da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC) da Universidade de São Paulo (USP) e financiada pela empresa Petróleo Brasileiro S/A - Petrobrás, a montagem experimental foi desenvolvida para atingir de forma adequada os objetivos da pesquisa. Serão apresentados os equipamentos e instrumentos que fazem parte desta bancada, muitos deles projetados, construídos e comprados durante a pesquisa. Recursos físicos do NETeF foram utilizados e serviram de suporte para a execução dos testes.

Como parte da metodologia experimental, será apresentado o procedimento experimental utilizado para a obtenção dos pontos experimentais, assim como o método para a obtenção experimental da eficiência de separação do gás. A análise da incerteza experimental está detalhada no Apêndice B.

4.1 Sistema experimental - Laboratório de Engenharia Térmica e Fluidos, NETeF-EESC-USP.

O sistema experimental utilizado é composto basicamente dos equipamentos esquematizados na Figura 4.1. Os principais componentes do sistema experimental são designados por letras e listados na Tabela 4.1, enquanto que a instrumentação utilizada para a medição dos pontos experimentais esta designada por números e listada na Tabela 4.2.

No início do circuito, ar procedente do compressor centrífugo A é arrefecido e filtrado (elemento B da Figura 4.1). O ar é mensurado por meio do medidor de vazão volumétrica 1; também são mensuradas a pressão e temperatura a jusante do medidor para obter a vazão mássica do ar a montante da linha de teste O. No misturador M, o ar é misturado com a água procedente da bomba helicoidal I. A vazão de água é regulada e mensurada pelo variador de frequência J e o medidor de vazão volumétrica 4, respectivamente. A mistura bifásica água-ar procedente do misturador ingressa à linha de teste onde percorre todo o comprimento dela, de acordo à fenomenologia descrita por Vidal et al. (2009). Na saída da linha de teste, são

mensuradas as pressões da água e do ar por meio dos transdutores de pressão 7 e 8, respectivamente. A vazão de água retorna para o reservatório de água F. O ar separado é mensurado pelo medidor de vazão volumétrica 9; também são mensuradas a pressão e temperatura a jusante do medidor para obter a vazão mássica a jusante da linha de teste.

Figura 4.1 - Esquema do circuito experimental utilizado – NETeF-EESC-USP.

Tabela 4.1 - Componentes do Sistema Experimental.

Letra	Componente
A	Compressor de ar tipo parafuso
B	Sistema de arrefecimento e filtragem
C	Reservatório de ar
D	Válvula reguladora de ar
E	Válvula esférica Ø1 1/2"
F	Reservatório de água
G	Válvula esférica Ø1 1/2"
H	Válvula esférica Ø1 1/2"
I	Bomba de água helicoidal
J	Variador de frequência
K	Válvula esférica Ø1 1/2"

L	Válvula esférica Ø1 1/2"
M	Misturador água-ar
N	Sistema Estrutural inclinável
O	Linha de Teste - 10,5 m.
P	Válvula reguladora de pressão do ar
Q	Tanque separador água-ar.

Tabela 4.2 - Instrumentação do Sistema Experimental.

Número	Componente	Marca	Faixa de medida	Precisão
1	Medidor de vazão do ar	Oval Gal50	0 até 20 l/min	1%FE
2	Transdutor de pressão	Novus 510	0 até 5 bar	0,5% FE
3	Sensor de temperatura	APPA MT-520	-200 até 1372 °C	0,1%RD+1°C
4	Medidor de vazão de água	Oval OGT	1 até 35 l/min	0,75% RD
5	Transdutor de pressão	Novus 510	0 até 5 bar	0,5% FE
6	Sensor de temperatura	APPA MT-520	-200 até 1372 °C	0,1%RD+1°C
7	Transdutor de pressão	Novus 691	-1 até 1 bar	0,3%FE
8	Transdutor de pressão	Novus 510	0 até 5 bar	0,5% FE
9	Medidor de vazão do ar	Oval Gal50	0 até 20 l/min	1%FE
10	Barômetro de mercúrio	Princo 453	647 até 830 mm Hg	0,5 mm Hg
11	Termômetro de mercúrio	Princo 453	15 até 50 °C	0,5 °C

A Figura 4.2 mostra uma visão do sistema experimental, envolvendo o sistema estrutural inclinável N, a linha de teste O, e o tanque separador água-ar Q. O sistema estrutural inclinável N é responsável pela mudança no ângulo de inclinação da linha de teste O. Os detalhes de projeto, construção, teste e um procedimento de trabalho com segurança do componente N são apresentados no Apêndice C. A linha de teste, construída durante a pesquisa, é formada por três tubulações montadas de maneira concêntrica, foi projetada para que fossem gerados diversos tipos de padrões de escoamento do tipo gás-líquido. As duas maiores, de vidro, e a menor, de PVC, de 115 mm, 75 mm y 20 mm de diâmetro externo, respectivamente, foram montadas conforme pode ser verificado na Figura 4.3. As luvas de PVC, projetadas pelo doutorando Fernando Augusto Mendes Alves, serviram para manter a concentricidade das tubulações.

Figura 4.2 - Visão da linha de testes em vidro sobre a estrutura inclinável e, à esquerda, o tanque separador.

Figura 4.3 - Arranjo das tubulações. Uso de luvas de PVC para garantir concentricidade entre os três tubos.

A Figura 4.4 mostra o esquema da linha de teste. Pacotes de 1,5m constituídos pelas três tubulações foram alinhados e sujeitos por todo o comprimento do sistema estrutural inclinável, obtendo-se um comprimento total de 10,5m. O primeiro pacote, assim como o último, tem particularidades diferenciadas dos outros. O primeiro pacote, constituído só pelo tubo de vidro externo, permite a mistura natural dos dois fluidos. Nos pacotes contíguos os fluidos escoam no anular formado pelo tubo externo e o tubo intermediário ou *shroud*, ambos de vidro borosilicato. O último pacote, constituído pela tubulação de vidro externa e o tubo de produção, formam um grande anular por onde escoam o ar separado.

Figura 4.4 - Esquema da linha de teste.

4.2 Sistema de suprimento de ar.

O compressor Worthington, modelo ROLLAIR 40 de 30 KW de potência, mostrado na Figura 4.5, é responsável pelo suprimento do ar no sistema experimental utilizado. Operando com uma pressão de saída de 100 psi ($\sim 6,8$ bar), o compressor do tipo parafuso alimenta um reservatório de ar (elemento C da Figura 4.1) que equaliza a variação de pressão do sistema para a alimentação da linha de teste. Uma válvula de acionamento pneumático ocupa-se de controlar a vazão do ar que entrará na linha de teste, como mostrado na Figura 4.1. A válvula é mostrada na Figura 4.6.

Figura 4.5 - Compressor de alimentação de ar.

Figura 4.6 - Válvula reguladora da vazão do ar.

4.3 Sistema de suprimento de água

A bomba helicoidal de cavidades progressivas Weatherford, modelo 2WHT53 de capacidade máxima de pressão de 12 kgf/cm^2 ($\sim 12 \text{ bar}$), mostrada na Figura 4.7 é responsável pelo suprimento da água no sistema experimental utilizado. A vazão de água fornecida pela bomba é regulada por um variador de frequência (elemento J da Figura 4.1), como mostrado na Figura 4.1. O variador de frequência é mostrado na Figura 4.8.

Figura 4.7 - Bomba de alimentação de água.

Figura 4.8 - Variador de frequência para controle da vazão de água.

4.4 Instrumentação e Aquisição de Sinais.

A instrumentação utilizada para a obtenção de todas as medidas necessárias é listada na Tabela 4.2, enquanto que o arranjo dela é mostrado na Figura 4.1 e indicada através de números. A instrumentação pode ser dividida em medidores de vazão volumétrica, medidores de temperatura e medidores de pressão.

Os medidores de vazão volumétrica são utilizados para mensurar as vazões de ar e água que escoam na linha de testes. A vazão volumétrica do ar é mensurada por meio de medidores OVAL Gal 50 de 1% FS de precisão, do tipo engrenagem, localizados a montante e a jusante do separador, indicados pelos números 1 e 11 na Figura 4.1. A vazão volumétrica da água é mensurada por meio do medidor OVAL OGT de 1,25% RD de precisão, do tipo engrenagem, localizado a montante do separador, indicado pelo número 4 da Figura 4.1. As curvas de calibração próprias para cada medidor de ar e água, provenientes de fábrica, foram verificadas em laboratório usando técnica gravimétrica.

Os medidores de temperatura são utilizados para mensurar a temperatura do ar a montante e a jusante do separador, assim como a temperatura da água a montante do separador. Estes instrumentos são indicados pelos números 3, 6 e 11 da Figura 4.1.

Os medidores de pressão são utilizados para mensurar a pressão do ar. Um total de cinco medidores de pressão foram utilizados. Foram coletadas medidas da pressão do ar a montante e a jusante do separador, a pressão do revestimento, e a pressão no tubo de produção, estes indicados pelos números 2, 10, 7 e 8 na Figura 4.1, respectivamente. O manômetro 5 da Figura 4.1, montado na saída da bomba helicoidal de água, foi utilizado como elemento de segurança.

Um programa de aquisição de sinais implementado pelo técnico do NETeF, Jorge Nicolau dos Santos, na plataforma LabView® 8.5 foi utilizado para a aquisição automática dos valores mensurados pelos medidores de vazão e pressão. O programa foi baseado na placa de aquisição NI PCI-6224 da National Instruments, com 16 bits de resolução, 32 entradas analógicas de tensão e capacidade para 250 mil amostras simultâneas por segundo, e desenvolvido em linguagem G. Este fazia a aquisição dos sensores a uma taxa de aquisição de 5000 amostras por segundo. O valor da taxa de amostragem citada foi escolhida visando atender a necessidade de precisão de leitura dos sensores de vazão por pulso e para eliminar a possibilidade de *aliasing* gerados por ruídos dos equipamentos do sistema, determinou-se que

a banda dos equipamentos não ultrapassava 2500 Hz. Assim, os sinais dos sensores eram todos adquiridos nesta taxa de aquisição, com um período ajustável no loop principal do programa, com valor padrão de 4 atualizações por segundo do painel frontal. Um buffer cíclico também foi implementado com a finalidade de atender a necessidade de precisão dos sensores de vazão por pulso, armazenando os últimos 8 segundos de coleta, para então proceder com a contagem de pulsos e a conversão em unidades de vazão.

Figura 4.9 – Painel frontal do programa de aquisição de sinais.

Algumas mudanças no programa implementado foram feitas para atingir os objetivos experimentais requeridos, tal como a implementação dos cálculos de incerteza das medidas, segundo a análise de incerteza mostrada no Apêndice B. O painel frontal e o código do programa são mostrados na Figura 4.9 e no Apêndice D, respectivamente.

4.5 Procedimento Experimental

Uma mesma rotina experimental foi seguida para todos os experimentos. Nesta seção será descrito em detalhes o procedimento adotado.

Passo 1: como primeiro passo para a realização dos testes era escolhido o ângulo de trabalho. A angulação era alterada e fixada por meio do sistema de inclinação do sistema estrutural inclinável.

Passo 2: era verificado o estado das válvulas das linhas de ar e água. No começo dos experimentos, a linha de água tinha que apresentar as válvulas fechadas, tanto a montante como a jusante da linha de teste. No caso da linha de ar, só a válvula a montante da linha de teste tinha que estar fechada, isto é, a válvula a jusante da linha de testes tinha que estar aberta. Assim, garantia-se um escoamento de ar sem restrições no momento da abertura da válvula de ar a montante.

Passo 3: era ligado o microcomputador, junto com os periféricos, onde estava instalado o programa usado para a aquisição dos sinais. O programa na plataforma LabView® era posto em execução.

Passo 4: o compressor de ar era acionado e esperava-se uns minutos até esse atingir a pressão de trabalho. Era aberta a válvula reguladora de vazão do ar até alcançar uma vazão aproximada de 8 litros/minuto.

Passo 5: eram lidas manualmente as temperaturas de ar a montante e a jusante da linha de teste. Os valores eram colocados no programa e assim se verificava a vazão mássica na entrada e na saída.

Passo 6: eram abertas as válvulas da linha de água e acionada a bomba de água. O variador de frequência era ligado e regulado para alcançar as vazões de trabalho; estas se localizaram na faixa de 10 litros/minuto até 25 litros/minuto.

Passo 7: a válvula reguladora de pressão de acionamento manual localizada a jusante da linha de teste, especificamente na linha de ar, era regulada para ajustar a posição do NAI, numa posição aproximadamente de 4 metros da entrada do tubo de produção ($a_{NAI} = 4$ metros, Figura 4.10).

Passo 8: nesse momento, iniciava-se a coleta de dados para um ângulo de inclinação e vazão de água constantes. Foram coletados 4 pontos experimentais para as condições citadas. Dois pontos experimentais foram coletados quando o comprimento a_{NAI} era maior que o comprimento do “enxame” de bolhas (L_{ch}) gerado pela dissipação de energia no anular interno, segundo a Figura 4.10. Os outros dois pontos eram coletados quando o comprimento a_{NAI} era menor que o comprimento do “enxame” de bolhas. Quando o comprimento do “enxame” de bolhas era muito pequeno foi coletado um só ponto experimental. A posição do NAI era ajustada regulando a abertura da válvula citada no passo 7.

Figura 4.10 - Representação do “enxame” de bolhas, produto da dissipação de energia no anular interno.

Passo 9: era alterada a frequência do variador de frequência para alcançar outros valores de vazão de água. Novos pontos experimentais foram coletados seguindo os passos 7 e 8.

Passo 10: foram desligadas os suprimentos de ar e água e fechadas as válvulas dos fluidos a montante e a jusante da linha de teste no momento de finalização dos testes. Para outras angulações foram repetidos os passos de 1 ao 10.

4.6 Obtenção experimental da eficiência de separação do gás

A eficiência de separação do gás é definida como:

$$\eta_{shroud} = \frac{\dot{m}_{g,j}}{\dot{m}_{g,m}} \quad (4.1)$$

onde $\dot{m}_g$ representa a vazão mássica de ar e os índices m e j indicam montante e jusante do separador, respectivamente. Sabendo que todas as expressões estão relacionadas ao ar, omitir-se-á o índice g .

A vazão mássica pode ser expressa pelo produto da vazão volumétrica pela densidade. As equações seguintes mostram as expressões para a vazão mássica a montante e a jusante do separador:

$$\dot{m}_m = \rho_m Q_m \quad (4.2)$$

$$\dot{m}_j = \rho_j Q_j \quad (4.3)$$

Por outro lado, a densidade do ar, assumindo-o como gás perfeito, pode ser expressa pela equação de estado dos gases perfeitos, isto é:

$$\rho_j = \frac{P_j}{\bar{R}T_j} \quad (4.4)$$

$$\rho_m = \frac{P_m}{\bar{R}T_m} \quad (4.5)$$

Substituindo das equações 4.2 até 4.5 na equação 4.1 obtêm um expressão para a determinação experimental da eficiência de separação, tal como mostra a Equação 4.6:

$$\eta_{shroud} = \frac{\dot{m}_j}{\dot{m}_m} = \frac{P_j Q_j T_m}{P_m Q_m T_j} \quad (4.6)$$

onde P e T representam pressão absoluta e temperatura absoluta, respectivamente. Todos os parâmetros da equação 4.6 foram obtidos experimentalmente.

CAPITULO 5 - RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são comparados os resultados da modelagem proposta no capítulo 3 com os resultados experimentais da literatura e com os dados obtidos segundo a metodologia experimental descrita no capítulo 4.

Com o objetivo de organizar os resultados, arranjou-se o capítulo da forma descrita a seguir. Em primeiro lugar, foi validada qualitativamente a consistência fenomenológica da modelagem proposta com resultados experimentais da literatura. Num segundo bloco, foi feita uma análise de sensibilidade dos parâmetros de ajuste do modelo – k_I , para a perda de carga bifásica, c_I e n para o comprimento de dissipação (L_{dis}) – sobre os resultados. Em seguida é apresentado o cruzamento das previsões da modelagem com os dados obtidos experimentalmente, os quais foram colhidos na bancada de testes do NETeF para 15, 30, 45, 60, 75, 80 e 85 graus. Por último, são listadas as observações experimentais notadas.

5.1 Consistência do modelo

A consistência do modelo fenomenológico proposto no capítulo 3 foi confrontada com os resultados experimentais fornecidos por Rondy, Cholet e Federer (1993). Os autores fizeram um estudo experimental para quantificar a eficiência de separação em um separador *shroud* invertido de inclinação fixa de 20° a partir da horizontal. Baterias de ensaios com água e ar, entre 3,5 e 4 bar, e óleo de 500cP e nitrogênio a 20 bar foram conduzidas. Eles concluíram que a eficiência de separação é função das vazões dos fluidos e da viscosidade do líquido; entretanto, nada explicam sobre os resultados obtidos ou a fenomenologia do escoamento no “shroud” invertido. À luz da fenomenologia proposta no capítulo anterior, serão explicadas as conclusões de Rondy, Cholet e Federer (1993):

- **Incremento da eficiência com a viscosidade:** para vazões de líquido e gás e ângulo de inclinação fixos, a velocidade na superfície livre diminui com o incremento da viscosidade. O número de Reynolds e, consequentemente, a intensidade da turbulência do escoamento de superfície livre também diminui. Esse fato faz com que a taxa de dissipação de energia na transição do escoamento em superfície livre ao escoamento no anular interno (escoamento do tipo B ao C)

seja menor com o incremento da viscosidade, o que produz uma quebra de bolhas menos intensa, tendo como resultado bolhas maiores e com isso uma melhor separação natural ou gravitacional (Lei de Stokes).

- **Incremento da eficiência com a vazão de líquido:** para uma vazão de gás e ângulo de inclinação fixos, o incremento da vazão de líquido faz incrementar o comprimento a_{NAI} (Figura 3.2), o que implica num maior comprimento de separação. Esse fato aumenta o tempo de residência das bolhas e, por consequência, incrementa a eficiência de separação. No entanto, deve-se considerar que um incremento da vazão de líquido incrementa a turbulência no escoamento de transição (escoamento tipo C), fato que é considerado pela modelagem e será verificado experimentalmente.
- **Diminuição da eficiência com o incremento vazão de gás:** Para uma vazão de líquido e ângulo de inclinação fixos, o incremento da vazão do gás faz aumentar a pressão do revestimento. Com isso, ocorre a diminuição no comprimento a_{NAI} , o que acarreta numa diminuição do tempo de residência das bolhas e, consequentemente, numa diminuição da eficiência de separação.

Note que as explicações do modelo para as conclusões dadas por Rondy, Cholet e Federer (1993), com base nos seus resultados experimentais, apresentam coerência, *i.e.*, o modelo consegue capturar a fenomenologia do separador “shroud” invertido. Consideramos, portanto, que o modelo proposto está validado qualitativamente.

Não se conseguiu avaliar a validade do modelo para variação de ângulos de inclinação devido a que os dados experimentais levantados por Rondy, Cholet e Federer (1993) foram recolhidos para uma angulação fixa de 20°. Entretanto, os autores não dizem nada a respeito do nível no anular interno (NAI) e da pressão do revestimento, parâmetros importantes segundo as análises feitas no estudo aqui apresentado.

5.2 Equação da energia utilizada

A Eq. 3.2 correspondente à equação da energia do modelo foi implementada na plataforma Mathematica® e substituídos os valores geométricos do separador e da bancada de

testes localizada no NETeF, e das propriedades termofísicas dos fluidos de trabalho, obtendo-se a seguinte equação de energia,

$$DP = 0,09810 \left(1,63196 \cdot 10^6 Q_p^2 + 6,24677 \cdot 10^8 f_{tp} Q_p^2 + 1,32338 \cdot 10^5 f_{ai} k_I a_{NAI} Q_p^2 + (8,55 - a_{NAI}) \text{Sen}(\beta) \right) \quad (5.1)$$

onde DP , Q_p e a_{NAI} representam a diferença de pressões, a vazão de líquido e o comprimento desde o NAI até a entrada do tubo de produção, respectivamente. Os fatores f_{ai} , f_{tp} representam os fatores de atrito de Darcy para o anular interno e o tubo de produção, estes são função de Q_p e β . Por último, o fator k_I representa o multiplicador de carga bifásico. Duas coisas são importantes observar da Eq. 5.1: (i) pode-se chegar a um equilíbrio energético conhecendo os parâmetros de operação DP , Q_p , β , a_{NAI} ; (ii) para ângulos de inclinação e vazão de líquido conhecidos existe uma relação linear entre o a_{NAI} e o DP , isto será explorado mais adiante. Ao longo do capítulo, quando cite a equação da energia me estarei referindo à apresentada na Eq. 5.1.

5.3 Influência dos parâmetros de ajuste

Implementada na plataforma Mathematica®, a modelagem foi testada para avaliar a influência dos parâmetros k_I , c_I , e n na previsão do comprimento a_{NAI} e da queda de pressão DP referentes a uma separação de gás total ($\eta = 100\%$), a relação destes parâmetros com o comprimento a_{NAI} e a queda de pressão DP são mostradas na Figura 3.5 e Eq. 5.1, respectivamente. As simulações foram feitas para uma faixa de vazão de líquido de $0,0001 \text{ m}^3/\text{s}$ até $0,0006 \text{ m}^3/\text{s}$ e ângulos de inclinação de 15° e 45° .

5.3.1 Influência do coeficiente k_I – escoamento bifásico no separador

Representando o multiplicador sobre a perda de carga monofásica para o escoamento no anular interno, o coeficiente k_I leva em conta a perda de carga bifásica.

Para valores constantes de vazão de líquido e ângulo de inclinação, Q_p e β , respectivamente, a equação 3.10 do capítulo 3 reescreve-se como uma função do coeficiente k_I , do comprimento a_{NAI} e da diferença de pressões ($DP = P_1 - P_2$), tal como mostra a equação seguinte:

$$DP = f \ k_1, a_{NAI} \quad (5.2)$$

A implementação da equação anterior fornece curvas de diferença de pressão (DP) em função do comprimento a_{NAI} para diferentes valores de coeficiente k_I . Os resultados desta são mostrados na Figura 5.1 para 15 e 45 graus de inclinação, ambas com vazão de líquido de $0,00024 \text{ m}^3/\text{s}$. Não obstante a faixa bastante grande de valores para k_I (de 1 até 50), percebe-se que a influência do parâmetro é quase desprezível, ainda mais com o aumento do ângulo de inclinação.

Também pode-se observar que para valores constantes de comprimento a_{NAI} , o incremento no coeficiente k_I acarreta num aumento na perda de carga total (DP) do sistema. Este resultado é esperado, pois o coeficiente k_I afeta diretamente a perda de carga no anular interno, que por sua vez é influenciada pelo comprimento a_{NAI} .

A baixa sensibilidade do parâmetro k_I sobre a curva DP vs. a_{NAI} é devido à pouca influência da perda de carga bifásica no anular interno sobre a perda de carga total (DP). Do citado anteriormente, temos que, para este caso, a perda de carga no tubo de produção é mais relevante.

Figura 5.1 - Influência de k_I na equação da energia para $Q_p = 0,00024 \text{ m}^3/\text{s}$.

5.3.2 Influência dos parâmetros c_I e n da correlação para o comprimento de dissipação L_{dis}

A correlação para o comprimento de dissipação L_{dis} proposta no capítulo 3 (Equação 3.28),

$$L_{dis} = c_1 \left(\frac{Q_o}{Q_p} \right)^{n\sqrt{\sin(\beta)}},$$

visa capturar a fenomenologia da geração e quebras das bolhas, a qual esta intimamente relacionada à separação do gás dentro do “shroud” invertido. Nesta seção é apresentada a influência de cada um dos dois parâmetros da correlação, tomando Q_o igual a $0,000142 \text{ m}^3/\text{s}$, valor que corresponde ao início do regime turbulento ($Re = 2100$) no anular interno.

Para reconhecer a influência individual do parâmetro c_1 sobre a correlação L_{dis} , foi adotado um valor constante de n igual a zero, i.e., o comprimento L_{dis} é constante é igual a c_1 . A Figura 5.2 mostra a influência do parâmetro c_1 sobre o comprimento a_{NAI} referente a uma eficiência de separação de 100%. Para vazões constantes de líquido, o modelo prevê um incremento do comprimento a_{NAI} a medida que se diminui o parâmetro c_1 ; a tendência intensifica-se com o aumento do ângulo de inclinação.

Segundo o modelo proposto, a diminuição de c_1 implica num aumento do comprimento a_{NAI} relativo a 100% de eficiência (Eqs. 3.28, 3.27, 3.26, 3.25, 3.24, 3.13, 3.11). A diminuição do comprimento de dissipação L_{dis} equivale a incrementar a dissipação por turbulência no anular interno, acarretando com isto uma diminuição do diâmetro de bolha a ser separada. Consequentemente, seria necessário um maior comprimento a_{NAI} para alcançar a separação total de gás.

Figura 5.2 - Influência de c_1 sobre o comprimento a_{NAI} para $\eta = 100\%$, $n=0$.

Na substituição dos valores de a_{NAI} da Figura 5.2 na equação da energia prevista pelo modelo (Eq. 5.1), obtém-se a diferença de pressão (DP) necessária para garantir 100% de

eficiência de separação. Os resultados são mostrados na Figura 5.3 para ângulos de inclinação de 15° e 45° graus. Como visto na seção anterior, o valor da variável k_I é irrelevante no cálculo do DP , por isto foi adotado um valor constante de k_I igual a um.

Figura 5.3 - Influência de c_I sobre DP para $\eta=100\%$, $n=0$, $k_I=1$

Pode-se observar que a influência do parâmetro c_I para 15° é desprezível, fazendo-se pouco mais importante para ângulos de inclinação maiores (45°). Também, ainda que o parâmetro c_I atue linearmente sobre o comprimento L_{dis} , percebe-se pelo desenvolvimento das equações no modelo que c_I não é função linear da DP , nem do comprimento a_{NAI} .

Para reconhecer a influência individual do parâmetro n sobre a correlação L_{dis} foi adotado um valor constante de c_I igual a 0,1. A influência do parâmetro n sobre o comprimento a_{NAI} , para 100% de eficiência de 100%, é mostrada na figura seguinte:

Figura 5.4 - Influência de n sobre o comprimento a_{NAI} para $\eta = 100\%$, $c_I = 0,1$.

O crescimento exponencial dos valores do comprimento a_{NAI} para pequenos incrementos de n mostra uma maior relevância deste parâmetro sobre a correlação L_{dis} em comparação com c_I . Por outro lado, como temos uma função não linear, pequenos erros na estimativa de n podem acarretar em erros significativos na previsão do a_{NAI} .

Para vazões constantes de líquido e um mesmo valor de n , a influência deste incrementa-se com o aumento do ângulo de inclinação. Este comportamento era de se esperar, já que um aumento no ângulo de inclinação, para uma mesma vazão de líquido, acarreta uma maior velocidade do escoamento em superfície livre, incrementando, assim, a dissipação por turbulência.

A Figura 5.5 mostra a influência do valor de n sobre a diferença de pressão DP . As curvas foram obtidas a partir da substituição dos valores do comprimento a_{NAI} da Figura 5.4 na equação da energia proposta no modelo. Como visto na seção anterior, o valor da variável k_I é irrelevante no cálculo do DP , por isto foi adotado um valor constante de k_I igual a um.

Os resultados da Figura 5.5 revelam o comportamento do parâmetro n previsto na correlação L_{dis} proposta. Para vazões constantes de líquido, a diferença de pressões DP experimenta mudanças relevantes com incremento do valor de n . Mudanças que são incrementadas com o aumento do ângulo de inclinação.

Pode-se observar que algumas curvas da Figura 5.5 apresentam um ponto de inflexão para certo valor de vazão de líquido Q_p . A mudança de sentido da curva DP prevista pelo modelo para 100% de eficiência, em $Q_p = 0,00024 \text{ m}^3/\text{s}$ para $n = 6$ e $\beta = 45^\circ$, por exemplo, deixa clara a explicação fenomenologia da seção anterior (conclusão de Rondy, Cholet e Federer (1993) relacionada “ao incremento da eficiência com o aumento da vazão de líquido”). Postulou-se que “para uma vazão de gás e ângulo de inclinação fixos, o incremento da vazão de líquido faz incrementar o comprimento a_{NAI} , o que implica num maior comprimento de separação. Esse fato aumenta o tempo de residência das bolhas e, por consequência, incrementa a eficiência de separação. No entanto, deve-se considerar que um incremento da vazão de líquido incrementa a turbulência no escoamento de transição”. Do citado anteriormente, temos que existe certa vazão crítica de líquido relacionada a uma mudança significativa no processo de separação. Acredita-se que essa mudança estaria relacionada à mudança da tendência da curva DP mostrada na Figura 5.5. Na seção seguinte,

mostrar-se-á com dados experimentais a validade do exposto acima, dependendo do ângulo de inclinação.

Figura 5.5 - Influência de n sobre DP para $\eta = 100\%$, $c_l = 0,1$, $k_l = 1$

5.4 Resultados experimentais e ajuste do modelo

Foi possível ajustar o modelo seguindo a ordem inversa apresentada na Figura 3.5. Além disso, pelo exposto na seção anterior, o modelo é ajustado unicamente a partir do parâmetro n . A ordem lógica do ajuste é apresentada na Figura 5.6.

Figura 5.6 – Ordem lógica para o ajuste experimental do modelo.

A campanha experimental, conduzida na seção de testes localizada no NETeF, foi realizada seguindo a metodologia descrita no capítulo anterior, tendo água e ar, à temperatura e pressão quase atmosférica, como fluidos de trabalho. A Figura 5.7 ilustra uma situação

típica de coleta de dados: o estabelecimento do regime permanente e a fixação do nível anular interno (NAI).

Figura 5.7 - Localização experimental do NAI.

Os resultados de eficiência de separação obtidos a partir de medições e cálculos dos parâmetros de processo (vazão de água, diferença de pressões, comprimento a_{NAI} , vazões mássicas de ar a montante e a jusante do separador, e ângulo de inclinação) são mostrados nas Tabelas 5.1 e 5.2. Juntamente com esses resultados, são apresentados os resultados dos cálculos das incertezas envolvidas segundo o procedimento descrito no Apêndice B. Cabe salientar que alguns dos pontos experimentais colhidos apresentavam eficiências de separação incoerentes com relação às observações experimentais qualitativas, *i.e.*, tinham-se valores de eficiência de separação iguais a 100% para pontos experimentais onde o comprimento a_{NAI} era evidentemente muito menor do que o comprimento do “enxame” de bolhas (se observaram bolhas de ar entrando no tubo de produção). Para guardar coerência com a análise visual, nesses casos os valores de eficiência de separação foram trocados por valores iguais a 99,99%. Analogamente, para os pontos experimentais com valores de eficiência menores do que 100% cujo comprimento a_{NAI} era muito maior que o comprimento do “enxame” de bolhas, o valor de eficiência colocado foi de 100,01%. A incoerência citada é atribuída à incerteza experimental da medição da eficiência de separação. Os pontos citados são apresentados nas Tabelas 5.1 e 5.2 em destaque (quadrados).

Tabela 5.1 - Pontos experimentais para $\beta = 15^\circ$

β [°]	Q_p [l/min]	Q_p^* [m³/s]	$Q_{p\text{-médio}}$ [m³/s]	a_{NAI}^{**} [m]	DP [bar]	u_{DP} [%]	$m_{g,m}$ [kg/h]	$u_{g,m}$ [%]	$m_{g,j}$ [kg/h]	$u_{g,j}$ [%]	η^{***}	u_η [%]
15	10,391	0,00017318	0,00017526	0,15	0,275	3,722	1,209	2,638	1,123	1,214	92,90%	2,904
15	10,465	0,00017442	0,00017526	0,9	0,252	3,712	1,209	2,633	1,224	1,118	101,30%	2,861
15	10,526	0,00017543	0,00017526	1,175	0,248	3,736	1,195	2,646	1,217	1,124	101,80%	2,875
15	10,68	0,000178	0,00017526	2,85	0,208	3,949	1,195	2,619	1,225	1,119	102,50%	2,848
15	12,255	0,00020425	0,00020817	0,25	0,263	4,473	0,939	3,093	0,93	1,428	99,10%	3,406
15	12,77	0,00021283	0,00020817	0,5	0,268	4,345	0,937	3,115	0,942	1,412	99,99%	3,42
15	12,446	0,00020743	0,00020817	1,1	0,249	5,166	0,938	3,016	0,958	1,389	102,10%	3,32
15	17,213	0,00028688	0,00028586	0,2	0,387	4,501	1,188	2,62	1,136	1,196	95,70%	2,88
15	17,09	0,00028483	0,00028586	0,575	0,37	4,580	1,187	2,609	1,206	1,133	99,90%	2,844
15	19,678	0,00032797	0,00032771	0,3	0,385	4,889	1,05	2,853	1,022	1,312	97,40%	3,14
15	19,509	0,00032515	0,00032771	0,45	0,378	8,301	1,041	2,748	1,02	1,308	97,90%	3,043
15	19,661	0,00032768	0,00032771	1	0,367	9,041	1,037	2,74	1,061	1,26	99,99%	3,016
15	19,771	0,00032952	0,00032771	1,6	0,352	9,086	1,043	2,721	1,071	1,25	102,70%	2,994
15	19,695	0,00032825	0,00032771	2,8	0,316	9,566	1,042	2,697	1,08	1,238	103,70%	2,967
15	25,528	0,00042547	0,00043066	0,4	0,506	7,232	0,938	3,101	0,931	1,425	99,30%	3,413
15	25,775	0,00042958	0,00043066	0,9	0,493	8,205	0,935	3,079	0,949	1,4	99,99%	3,382
15	25,938	0,0004323	0,00043066	2,2	0,462	8,484	0,937	3,046	0,967	1,375	103,20%	3,342
15	26,117	0,00043528	0,00043066	3,3	0,438	8,525	0,937	3,024	0,968	1,374	103,30%	3,321

* A incerteza na medida da vazão de líquido é constante e igual a 1,25% da medida.

** A incerteza na medida do comprimento do NAI é constante e igual a 0,025m.

*** Nas incertezas fechadas em quadros houve um ajuste manual dos valores segundo a observação experimental.

Tabela 5.2 - Pontos experimentais para $\beta = 45^\circ$ (continua).

β [°]	Q_p [l/min]	Q_p^* [m³/s]	$Q_{p-médio}$ [m³/s]	a_{NAI}^{**} [m]	DP [bar]	u_{DP} [%]	$m_{g,m}$ [kg/h]	$u_{g,m}$ [%]	$m_{g,j}$ [kg/h]	$u_{g,j}$ [%]	η^{***}	u_η [%]
45	9,342	0,0001557	0,00015055	0,2	0,635	2,996	1,171	3,411	1,109	1,222	94,70%	3,623
45	9,193	0,00015322	0,00015055	0,475	0,622	3,029	1,172	3,394	1,118	1,213	95,40%	3,604
45	8,625	0,00014375	0,00015055	1,5	0,547	3,208	1,174	3,315	1,178	1,159	100,30%	3,512
45	8,971	0,00014952	0,00015055	2,25	0,495	3,355	1,176	3,256	1,206	1,134	102,60%	3,448
45	12,288	0,0002048	0,00021311	0,35	0,594	2,717	1,266	3,057	1,238	1,082	97,70%	3,243
45	12,67	0,00021117	0,00021311	0,8	0,566	2,784	1,265	3,036	1,262	1,063	99,80%	3,217
45	12,629	0,00021048	0,00021311	2,2	0,475	3,025	1,261	2,947	1,301	1,035	103,20%	3,124
45	13,56	0,000226	0,00021311	3,55	0,392	3,282	1,258	2,872	1,29	1,038	102,50%	3,054
45	13,914	0,0002319	0,00024117	0,125	0,709	2,867	1,174	3,493	0,999	1,357	85,10%	3,747
45	14,038	0,00023397	0,00024117	0,4	0,7	2,892	1,174	3,482	1,136	1,205	96,70%	3,685
45	15,404	0,00025673	0,00024117	0,9	0,657	2,990	1,174	3,432	1,202	1,144	102,40%	3,618
45	14,525	0,00024208	0,00024117	1,95	0,586	3,124	1,184	3,36	1,213	1,151	102,50%	3,552
45	19,248	0,0003208	0,0003254	0,45	0,684	2,966	1,226	3,196	1,167	1,157	95,20%	3,399
45	19,509	0,00032515	0,0003254	1,25	0,637	3,169	1,229	3,125	1,213	1,118	98,60%	3,319
45	19,923	0,00033205	0,0003254	2,65	0,549	3,627	1,222	3,006	1,257	1,079	102,90%	3,194
45	19,417	0,00032362	0,0003254	3,6	0,527	15,333	0,939	2,976	0,958	1,375	102,10%	3,279

Tabela 5.2 - Pontos experimentais para $\beta = 45^\circ$ (conclusão).

β [°]	Q_p [l/min]	Q_p^* [m³/s]	$Q_{p-médio}$ [m³/s]	a_{NAI}^{**} [m]	DP [bar]	u_{DP} [%]	$m_{g,m}$ [kg/h]	$u_{g,m}$ [%]	$m_{g,j}$ [kg/h]	$u_{g,j}$ [%]	η^{***}	u_η [%]
45	20,592	0,0003432	0,00037641	0,3	0,831	9,925	1,191	3,164	1,114	1,247	93,50%	3,401
45	24,245	0,00040408	0,00037641	0,5	0,828	5,452	1,192	2,896	1,161	1,205	97,40%	3,136
45	23,421	0,00039035	0,00037641	1,1	0,797	6,562	1,194	2,811	1,174	1,192	98,30%	3,053
45	22,102	0,00036837	0,00037641	1,7	0,748	7,519	1,195	2,765	1,186	1,181	99,20%	3,007
45	22,564	0,00037607	0,00037641	3,35	0,634	11,611	1,203	2,668	1,199	1,174	100,01%	2,915
45	24,87	0,0004145	0,00042105	0,6	0,819	5,148	0,991	3,222	0,983	1,335	99,20%	3,488
45	25,972	0,00043287	0,00042105	1,4	0,816	5,662	0,992	3,146	1,014	1,3	99,99%	3,404
45	25,007	0,00041678	0,00042105	2,8	0,712	7,295	0,938	3,174	0,956	1,375	102,00%	3,458
45	25,203	0,00042005	0,00042105	3,85	0,644	9,019	0,941	3,096	0,967	1,363	102,90%	3,383

* A incerteza na medida da vazão de líquido é constante e igual a 1,25% da medida.

** A incerteza na medida do comprimento do NAI é constante e igual a 0,025m.

*** Nas incertezas fechadas em quadros houve um ajuste manual dos valores segundo a observação experimental.

5.4.1 Eficiência de separação.

Gráficos de DP em função do comprimento a_{NAI} para vazões médias de água e angulações constantes foram criados a partir dos dados apresentados nas tabelas anteriores. Neles, mostram-se os valores de eficiência de separação e incertezas nas medidas de DP e a_{NAI} . Nestes gráficos (Figuras 5.8 e 5.9), também, pode-se perceber que ao incrementar os valores a_{NAI} atinge-se valores de eficiências de 100% para os pontos experimentais. Este resultado concorda com a previsão do modelo, no sentido de que existe certo valor limite de a_{NAI} para o qual a separação é total ($\eta = 100\%$). Como visto na seção anterior, o valor da variável k_I é irrelevante no cálculo do DP , por isto foi adotado um valor constante de k_I igual à unidade para a geração das curvas DP vs a_{NAI} do modelo.

A Figura 5.8 mostra a comparação entre os pontos experimentais e a previsão do modelo para $\beta = 15^\circ$. Nota-se a boa tendência e a capacidade de previsão satisfatória do modelo em relação aos valores colhidos experimentalmente para as cinco vazões médias de água. Sugere-se que, para cada vazão média de água, o comprimento mínimo a_{NAI} que garante separação total localiza-se entre os dois pontos cuja eficiência seja menor e igual que 100%, respectivamente. A incerteza média da eficiência de separação dos pontos experimentais para $\beta = 15^\circ$ é igual a 3,11%.

Figura 5.8 - DP vs. a_{NAI} . Eficiência de separação para $\beta = 15^\circ$. (a) $Q_p = 0,000175 \text{ m}^3/\text{s}$, (b) $Q_p = 0,000208 \text{ m}^3/\text{s}$, (c) $Q_p = 0,000286 \text{ m}^3/\text{s}$, (d) $Q_p = 0,000328 \text{ m}^3/\text{s}$, (e) $Q_p = 0,000431 \text{ m}^3/\text{s}$. $k_I = 1$.

A comparação entre os pontos experimentais e a previsão do modelo para $\beta = 45^\circ$ são apresentados na Figura 5.9. Nesta figura, como sua análoga anterior, percebe-se boa concordância para as seis vazões médias de água. Observa-se também que os pontos experimentais nas Figuras 5.9 (b), (c) e (d) não coincidem com o modelo; não obstante, o modelo consegue captar a tendência linear dos pontos experimentais. Novamente, o comprimento mínimo a_{NAI} que garante separação total localiza-se entre os dois pontos cuja eficiência seja menor e igual que 100%, respectivamente. A incerteza média da eficiência de separação dos pontos experimentais para $\beta = 45^\circ$ é igual a 3,35%

Figura 5.9 - DP vs. a_{NAI} . Eficiência de separação para $\beta = 45^\circ$. (a) $Q_p = 0,000150 m^3/s$, (b) $Q_p = 0,000213 m^3/s$, (c) $Q_p = 0,000241 m^3/s$, (d) $Q_p = 0,000325 m^3/s$, (e) $Q_p = 0,000376 m^3/s$, (f) $Q_p = 0,000421 m^3/s$ $k_I = 1$.

5.4.2 Separação total do gás

São compiladas as figuras da seção anterior com o objetivo de apresentar resultados mais gerais e finais da modelagem, visando prever curvas de separação total a partir de vazões de líquido, ângulo de inclinação e diferença de pressões como parâmetros de projeto.

Como mostrou-se na seção 5.3 deste capítulo, o coeficiente de ajuste n é o mais relevante para o ajuste experimental do modelo. Por isto, o modelo será ajustado experimentalmente a partir da variação do parâmetro n , tomando os outros parâmetros como fixos ($k_I = 1$, $Q_o = 0,000142 \text{ m}^3/\text{s}$, $c_I = 0,1$).

Nas Figuras 5.10 a 5.15, os pontos inseridos nos gráficos representam os pontos experimentais, onde a forma triangular denota eficiência de separação de 100% e a forma quadrada eficiência menor a 100%. O modelo prevê que, para as figuras a_{NAI} em função do Q_p , os pontos com eficiência menor que 100% ficarão debaixo da curva do modelo, estando acima da curva os pontos com eficiência de separação de 100%. O contrario ocorre com as curvas DP em função do Q_p , os pontos com eficiência de 100% ficarão debaixo da curva do modelo, estando acima os pontos com eficiência menor que 100%.

As previsões do modelo para a_{NAI} em função do Q_p para inclinações de 15° e 45° são mostradas nas Figuras 5.10 e 5.11, respectivamente. Nota-se como o modelo consegue captar a tendência seguida pelos resultados experimentais, tendo que um valor de n maior ou igual a 4 garante a previsão da separação total do gás.

Figura 5.10 - a_{NAI} vs. Q_p . Ajuste experimental do modelo para $\beta=15^\circ$; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.

Figura 5.11 - a_{NAI} vs. Q_p . Ajuste experimental do modelo para $\beta=45^\circ$; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.

Ainda que importantes por sua validade fenomenológica e por representarem uma passagem intermediária da modelagem, as curvas a_{NAI} vs. Q_p (Figuras 5.10 e 5.11) não tem finalidade prática, devido ao desconhecimento do parâmetro a_{NAI} . Curvas do tipo DP vs. Q_p são relevantes no âmbito prático, pois elas fornecem valores de separação total que dependem unicamente do conhecimento dos parâmetros de projeto. Este tipo de curva é obtida pela substituição dos valores do comprimento a_{NAI} para separação total (Figuras 5.10 e 5.11) na equação da energia proposta no modelo aplicada às condições experimentais presentes na bancada experimental localizada no NETeF. Cabe assinalar que as curvas DP vs. Q_p são deduções da curva a_{NAI} vs. Q_p , o que pressupõe inexatidões vinculadas às hipóteses simplificadoras próprias do modelo e à incerteza experimental.

Na Figura 5.12 podem ser vistos os resultados desta substituição para um ângulo de inclinação de 15° . Percebe-se que o modelo consegue boas previsões. Os pontos experimentais com eficiência de separação menor que 100% ficam acima da curva do modelo para n maior ou igual a 4, com exceção dos pontos para vazões de líquido ao redor de $0,00021 \text{ m}^3/\text{s}$. Estes dois pontos estão submetidos a uma incerteza experimental média de DP no valor de $0,03 \text{ bar}$.

Figura 5.12 - DP vs. Q_p . Ajuste experimental do modelo para $\beta=15^\circ$; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.

As previsões do modelo para DP em função do Q_p e para 45° de inclinação são mostradas na Figura 5.13. Nota-se claramente que para um valor de n maior o igual a 4 o modelo fornece boas previsões, *i.e.*, os pontos experimentais com eficiência menor do que 100% ficam acima da curva e os pontos com eficiência de 100% ficam debaixo da curva prevista pelo modelo. Cabe ressaltar que na Figura 5.13 são mostrados três pontos com eficiência menor que 100% não previstos pelo modelo, os dois primeiros para uma vazão de 0,00021 e o terceiro para uma vazão de 0,00033 m^3/s ; as aproximações do modelo referente à perda de carga localizada e a incerteza experimental média de DP , no valor de 0,016 bar , assim como a alta incerteza da eficiência de separação estão sendo responsáveis por estes resultados.

Figura 5.13 - DP vs. Q_p . Ajuste experimental do modelo para $\beta=45^\circ$; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.

Para as condições experimentais expostas, temos que um valor de n maior ou igual a 4 ajusta eficientemente o modelo. Portanto, a equação para o comprimento de dissipação, pode ser reescrita como:

$$L_{dis} = 0,1 \left(\frac{0,000142}{Q_p} \right)^{4\sqrt{\sin\beta}} \quad (5.3)$$

onde o valor da vazão volumétrica do líquido Q_p deve ser inserido no sistema S.I., *i.e.*, em m^3/s . O resultado do comprimento L_{dis} é dado em metros.

5.5 Limitações do modelo

A campanha experimental também visou conhecer o alcance do modelo, *i.e.*, determinar a angulação máxima para a qual o modelo deixaria de ser válido, dada uma vazão de líquido constante. Para isto, foram coletados dados experimentais para uma vazão média de água de $0,00032609 m^3/s$ para 30, 60, 75, 80 e 85 graus de inclinação do separador. Estes dados experimentais somaram-se aos já coletados para 15 e 45 graus. Os resultados são apresentados na Tabela 5.3.

As Figuras 5.14 e 5.15 mostram as previsões da modelagem ($k_I = 1$, $Q_o = 0,000142 m^3/s$, $c_I = 0,1$) e os pontos experimentais da Tabela 5.3 para diferentes valores de n em função do ângulo de inclinação, onde a forma triangular dos pontos denota eficiência de separação de 100% e a forma quadrada eficiência menor a 100%.

A Figura 5.14 mostra que, para um valor de ajuste de n igual que 4, o modelo é válido até um ângulo de inclinação de 60 graus, com os pontos experimentais com eficiência menor que 100% debaixo da curva do modelo e os pontos com eficiência de separação de 100% acima da curva.

Substituindo os valores do comprimento a_{NAI} do modelo da Figura 5.14 na equação de energia fornecida pelo modelo, obtém-se as previsões da modelagem para DP . Na Figura 5.15 podem ser vistos os resultados em função do ângulo de inclinação β . Percebe-se que, para um valor de ajuste de n igual a 4, o modelo é válido até um ângulo de inclinação de 60 graus. Os pontos com eficiência de 100% ficam debaixo da curva do modelo e acima os pontos com eficiência menor que 100%, com exceção dos pontos para 30 e 45 graus. Estes dois pontos estão submetidos a uma incerteza experimental média de DP no valor de 0,03 *bar*.

Limitações experimentais impediram validar o modelo para ângulos inferiores a 15 graus. Ângulos menores exigiam valores baixos e ajuste fino de DP ; entretanto, a válvula reguladora desta variável localizada na bancada experimental não permitia esta manipulação.

Tabela 5.3 - Pontos experimentais para diferentes angulações (continua).

β [°]	Q_p [l/min]	Q_p^* [m³/s]	$Q_{p-médio}$ [m³/s]	a_{NAI}^{**} [m]	DP [bar]	u_{DP} [%]	$m_{g,m}$ [kg/h]	$u_{g,m}$ [%]	$m_{g,j}$ [kg/h]	$u_{g,j}$ [%]	η^{***}	u_η [%]
85	19.29	0.00032150	0.00032609	4.1	0.71	11.13	1.158	2.778	1.133	1.197	97.90%	3.025
85	19.324	0.00032207	0.00032609	4.2	0.639	43.87	1.073	2.813	1.058	1.278	98.60%	3.09
80	19.585	0.00032642	0.00032609	0.5	0.943	5.46	1.198	2.865	1.167	1.14	97.50%	3.083
80	19.282	0.00032137	0.00032609	2.5	0.734	15.01	1.066	2.879	1.062	1.248	99.60%	3.138
80	19.484	0.00032473	0.00032609	3.0	0.673	27.80	1.068	2.809	1.08	1.231	101.10%	3.067
80	19.577	0.00032628	0.00032609	3.5	0.634	78.13	1.083	2.743	1.097	1.22	101.30%	3.002
75	19.628	0.00032713	0.00032609	2.0	0.847	2.95	1.347	3.178	1.27	1.054	94.30%	3.349
75	19.425	0.00032375	0.00032609	2.8	0.718	3.13	1.35	3.064	1.347	1.002	99.70%	3.224
75	19.501	0.00032502	0.00032609	3.35	0.685	27.80	1.059	2.796	1.094	1.205	103.30%	3.045
75	19.737	0.00032895	0.00032609	3.55	0.673	33.35	1.061	2.784	1.101	1.2	103.80%	3.032
60	19.594	0.00032657	0.00032609	0.45	0.875	3.66	1.314	3.132	1.271	1.058	96.70%	3.306
60	19.872	0.00033120	0.00032609	1.2	0.771	6.71	1.219	2.681	1.198	1.11	98.30%	2.902
60	19.687	0.00032812	0.00032609	2.8	0.637	14.59	1.061	2.8	1.081	1.215	101.90%	3.052
60	20.176	0.00033627	0.00032609	3.25	0.609	27.20	1.062	2.734	1.108	1.188	104.30%	2.981
45	19.248	0.00032080	0.00032609	0.45	0.684	2.97	1.226	3.196	1.167	1.157	95.20%	3.399
45	19.509	0.00032515	0.00032609	1.25	0.637	3.17	1.229	3.125	1.213	1.118	98.60%	3.319
45	19.923	0.00033205	0.00032609	2.65	0.549	3.63	1.222	3.006	1.257	1.079	102.90%	3.194
45	19.417	0.00032362	0.00032609	3.6	0.527	15.33	0.939	2.976	0.958	1.375	102.10%	3.279

Tabela 5.3 - Pontos experimentais para diferentes angulações (conclusão).

β [°]	Q_p [l/min]	Q_p^* [m³/s]	$Q_{p-médio}$ [m³/s]	a_{NAI}^{**} [m]	DP [bar]	u_{DP} [%]	$m_{g,m}$ [kg/h]	$u_{g,m}$ [%]	$m_{g,j}$ [kg/h]	$u_{g,j}$ [%]	η^{***}	u_η [%]
30	19.476	0.00032460	0.00032609	0.35	0.571	5.63	0.924	3.493	0.898	1.48	97.20%	3.794
30	19.282	0.00032137	0.00032609	0.95	0.532	7.68	1.014	2.87	1.003	1.319	98.90%	3.159
30	19.687	0.00032812	0.00032609	1.6	0.464	8.83	1.001	2.855	1.007	1.319	100.50%	3.145
30	19.349	0.00032248	0.00032609	1.8	0.451	9.09	1.003	2.844	1.027	1.295	102.40%	3.125
30	19.459	0.00032432	0.00032609	3.15	0.429	9.70	0.998	2.837	1.017	1.307	101.90%	3.123
15	19.678	0.00032797	0.00032609	0.3	0.385	4.89	1.05	2.853	1.022	1.312	97.40%	3.14
15	19.509	0.00032515	0.00032609	0.45	0.378	8.30	1.041	2.748	1.02	1.308	97.90%	3.043
15	19.661	0.00032768	0.00032609	1.0	0.367	9.04	1.037	2.74	1.061	1.26	99.99%	3.016
15	19.771	0.00032952	0.00032609	1.6	0.352	9.09	1.043	2.721	1.071	1.25	102.70%	2.994
15	19.695	0.00032825	0.00032609	2.8	0.316	9.57	1.042	2.697	1.08	1.238	103.70%	2.967

* A incerteza na medida da vazão de líquido é constante e igual a 1,25% da medida.

** A incerteza na medida do comprimento do NAI é constante e igual a 0,025m.

*** Nas incertezas fechadas em quadros houve um ajuste manual dos valores segundo a observação experimental.

Figura 5.14 - a_{NAI} vs. β . Alcance do modelo para diferentes angulações; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.

Figura 5.15 - DP vs. β . Alcance do modelo para diferentes angulações; triângulo para eficiência de 100% e quadrado para eficiência inferior a 100%.

5.6 Observações qualitativas

Nesta seção são listadas as observações experimentais mais representativas a partir da análise visual feita durante o trabalho experimental.

1. Dada uma mesma inclinação, uma vazão de líquido maior gerava bolhas menores e com isto um comprimento maior do enxame de bolhas. Isto concorda com a interpretação fenomenológica aplicada para a modelagem, onde explica-se que um incremento na vazão de líquido gera maior dissipação de energia e com isto um diâmetro menor de bolha de ar.
2. No anular interno, como consequência do impacto entre a superfície livre e o NAI, foram observados diferentes diâmetros de bolhas. Na primeira seção do exame de bolhas, estas coalescem e quebraram-se devido à turbulência, não notando-se um diâmetro de bolha característico. Na segunda seção, as bolhas desenvolviam uma trajetória com direção à parte superior do *shroud*, nesta seção notaram-se diâmetros de bolhas menores a 1 mm. Os diâmetros de bolhas observados, assim como o exame de bolhas, variavam em função vazão de líquido e ângulo de inclinação. Bolhas com menor diâmetro precisavam de maiores a_{NAI} para conseguir chegar ao topo do *shroud* antes da entrada ao tubo de produção, *i.e.*, separação total do gás.
3. Ainda que em regime permanente, a vazão de líquido não ficou constante. Teve-se uma variação de $\pm 0,5$ l/min.
4. Sabendo a importância da dissipação de energia na colisão do escoamento em superfície livre com o NAI, tentou-se coletar dados para pontos experimentais com NAI longe das luvas.
5. Percebeu-se uma influência do ângulo de inclinação sobre a estrutura experimental. Angulações maiores apresentam menores níveis de vibração. Acredita-se que se deve ao padrão de escoamento no anular externo. Para 80 graus tinha-se um padrão agitante e pouca vibração da estrutura; por outro lado, para 45 graus observou-se um padrão pistonado e maior vibração estrutural.
6. Notou-se uma influencia do ângulo de inclinação sobre a válvula de controle do *DP*. A precisão na fixação desta variável determina a localização do NAI. Observou-se que enquanto se diminuía as angulações de 80 até 45 graus, por

exemplo, o controle sobre a válvula reguladora era mais difícil; isto se devia aos menores níveis de *DP* necessários.

7. Durante a mudança do ângulo de inclinação, observou-se que a estabilização do NAI está influenciado também pelo ângulo de inclinação. Para as mesmas condições de escoamento, um menor ângulo de inclinação fazia mais estável o NAI e o contrario ocorria com o incremento do ângulo. Acredita-se que isto se deve à mudança do padrão de escoamento no anular externo, já que a passagem de um maior ângulo para um menor ângulo implicava a transição de um padrão agitante para um pistonado, devido à coalescência de bolhas na parte superior do anular externo por efeito da gravidade. As características do padrão de escoamento podem ser refletidas na intermitência de entrada do líquido no anular interno e na variação de pressão de revestimento no momento da mudança do ângulo de inclinação, quando a inclinação era fixada o escoamento entrava em regime permanente. Cabe ressaltar que a modelagem proposta neste trabalho desconsidera a influência do padrão de escoamento do anular externo sobre a eficiência de separação; porém, não desqualifica sua alta ou baixa influência sobre o NAI. Mesmo assim, a oscilação do NAI foi de $\pm 7,5$ cm.
8. Observou-se também uma influência do ângulo de inclinação sobre a superfície livre do escoamento em superfície livre. Na medida em que incrementava-se o ângulo de inclinação, para uma mesma vazão de líquido, a superfície livre tornava-se instável. Para angulações a partir de 75 graus o escoamento em superfície livre as instabilidades tornavam-se notórias, sendo que para 85 graus a superfície livre não se conservou. Neste momento, originou-se um salto na ordem de grandeza do comprimento do enxame de bolhas devido à forte dissipação de energia no anular interno e com isso uma péssima separação das bolhas de ar. Para 85 graus o enxame de bolhas tinha quase o comprimento do separador, não observando-se separação alguma. A presença de escoamento bifásico em todo o comprimento do separador *shroud* fez com que a fenomenologia mudasse. Apesar de incrementar o *DP*, a posição do NAI permanecia invariável para uma mesma vazão de água. Uma pequena variação de *DP* não era suficiente para deslocar o NAI devido possivelmente à presença de escoamento bifásico no tubo de produção.
9. Notou-se que a variável vazão de líquido é mais crítica que ângulo de inclinação sobre o NAI. Foi observado que, dado um ângulo de inclinação

constante, pequenas variações na vazão da água geravam mudanças no comprimento do enxame de bolhas. Por outro lado, para uma mesma vazão de água, o ângulo de inclinação não fazia maior efeito sobre o comprimento do enxame de bolhas.

10. Pode-se dizer também que um incremento na vazão de líquido influencia a estabilidade da superfície livre. Para maiores vazões de água tinha-se maior perturbação da superfície livre, isto pode ser devido ao incremento do número de Froude. O modelo é válido apenas enquanto se tenha superfície livre.

CAPITULO 6 - CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS

A separação do gás no fundo de poços direcionais é essencial para o bom desempenho dos equipamentos de elevação de petróleo baseados em bombeamento centrífugo submerso (BCS), garantindo assim a continuidade da produção. Neste trabalho, apresentou-se um estudo experimental e teórico dos mecanismos físicos da separação de gás num escoamento gás-líquido em duto anular inclinado. Esses mecanismos seriam os mesmos encontrados em separadores gás-líquido do tipo *shroud* invertido na indústria de petróleo para uso com a técnica BCS. O trabalho de pesquisa compreendeu as seguintes etapas.

- Descrição dos escoamentos presentes no separador gás-líquido tipo *shroud* invertido, assim como os fenômenos físicos governantes.
- Desenvolvimento de um modelo fenomenológico para prever a separação total do gás no separador *shroud* invertido.
- Projeto e construção de um sistema experimental onde foram coletados dados experimentais próprios da separação do gás para diferentes angulações.

A análise dos resultados permitiu as seguintes conclusões:

1. A geometria do separador proposta no presente trabalho descarta peças móveis que causariam prováveis paradas para manutenção, com o conseqüente comprometimento da produção, com a vantagem de ter separação total do gás.
2. A abordagem do presente trabalho é inovadora ao garantir a separação total do gás antes da entrada no tubo de produção e não o estudo da separação das bolhas de gás na entrada do tubo de produção.
3. Reconheceu-se a presença de 4 diferentes tipos de escoamento vinculados à separação do gás num separador *shroud* invertido: escoamento bifásico no anular externo, escoamento em canal livre na entrada do *shroud* até o nível do anular interno (NAI), escoamento de transição gerado pela colisão da superfície livre com o NAI, escoamento bifásico no anular interno e escoamento monofásico no tubo de produção.
4. Na faixa de vazões de ar e água testadas, o padrão de escoamento no anular externo não tem maior influência sobre a separação do gás no separador. O citado anteriormente não contradiz os resultados apresentados na literatura, que afirmam a

relevância do padrão de escoamento, pois esses estudos foram desenvolvidos para separadores gás-líquido sem a presença do *shroud*.

5. Observou-se experimentalmente que o escoamento de transição, que ocorre na colisão do escoamento em canal livre com a interface do NAI, produz um fenômeno de aeração por ressalto hidráulico e impacto, conforme definido no capítulo de revisão bibliográfica.
6. Observou-se também que a dissipação de energia pela turbulência no escoamento de transição produz bolhas de gás que, em seu conjunto, formam um enxame de bolhas de comprimento L_{ch} que tentariam escapar em direção ao topo do *shroud* no anular interno.
7. Foi verificado experimentalmente que o comprimento do enxame de bolhas L_{ch} aumenta com o incremento da vazão de líquido. Entende-se que um incremento da vazão de líquido, para uma mesma inclinação, produz uma maior dissipação de energia no escoamento de transição, o que geraria bolhas menores e com isto um comprimento maior do enxame de bolhas (L_{ch}). Verificou-se que o fenômeno descrito anteriormente também ocorre para um aumento no ângulo de inclinação, *i.e.*, um aumento no ângulo de inclinação, para uma mesma vazão de líquido, gera um comprimento L_{ch} maior.
8. Notou-se a influência do incremento do ângulo de inclinação sobre a estabilidade da superfície livre do escoamento em canal livre. Na medida em que se incrementa o ângulo de inclinação, notam-se instabilidades na superfície livre, sendo que para angulações a partir de 75° as instabilidades tornam-se notórias. Para $\beta = 85^\circ$, a superfície livre não se conserva, originando-se um salto na ordem de grandeza do comprimento L_{ch} devido ao efeito cascata.
9. Percebeu-se a influência do ângulo de inclinação sobre a vibração estrutural do separador. Para angulações menores, tem-se o padrão de escoamento pistonado no anular externo e com isto maior vibração estrutural. O incremento do ângulo de inclinação promove uma mudança de padrão de escoamento, para o padrão agitante, e baixa vibração estrutural.
10. Existe um comprimento mínimo, da tomada do tubo de produção até o nível de líquido no anular interno, a_{NAI} , que garante uma separação total do gás antes da entrada no tubo de produção. Portanto, o critério para separação total é dado por $a_{NAI} > L_{ch}$. Um maior comprimento L_{ch} precisa de um a_{NAI} ainda maior para garantir a separação total do gás. O modelo proposto consegue capturar essa fenomenologia em função do

ângulo de inclinação, vazão de líquido, propriedades termo-físicas dos fluidos e diferença de pressões (DP), assim como parâmetros geométricos.

11. Simulações numéricas baseadas no modelo proposto sugerem uma baixa influência da perda de carga bifásica no anular interno (k_I), em comparação com a perda de carga total do sistema experimental.
12. O nível do anular interno, NAI, é o novo parâmetro introduzido na fenomenologia do separador gás-líquido do tipo *shroud* invertido. Verificou-se sua relevância, sendo que o critério que garante a separação total do gás depende de sua obtenção. O NAI é fortemente dependente do valor da vazão do líquido e menos dependente do ângulo de inclinação.
13. O modelo proposto prevê a separação gravitacional total do gás num separador *shroud* invertido a partir do conhecimento do comprimento de dissipação (L_{dis}). Este comprimento é entendido como o comprimento necessário para a completa dissipação de energia cinética turbulenta proveniente da colisão do escoamento de superfície livre com o nível do anular interno.
14. Uma correlação semi-empírica para o comprimento de dissipação, com base em princípios físicos e observações experimentais, é proposta. Um ajuste experimental foi realizado para um único parâmetro n , tendo que um valor de n maior ou igual a 4 ajusta eficientemente o modelo para as condições analisadas.
15. Ainda que a correlação para L_{dis} não tenha sido testada para outros fluidos de trabalho, o valor de $n = 4$ seria válido para fluidos líquidos mais viscosos que a água, pois, segundo as conclusões apresentadas por Rondy, Choelet e Federer (1993), tem-se melhor eficiência para fluidos mais viscosos para uma mesma vazão de líquido. Um valor de $n = 4$ para fluidos mais viscosos implicaria num comprimento de dissipação maior; com isto se teriam maiores diâmetros de bolha, o que acarretaria melhores eficiências de separação ou separação total do gás em um menor comprimento a_{NAI} .
16. Foi testada a limitação do modelo em função do ângulo de inclinação. Para um valor de n igual a 4, o modelo é válido até $\beta = 60^\circ$ (a partir da horizontal), segundo os dados experimentais coletados. O citado anteriormente concorda com a conclusão número 8, onde se presume um ângulo máximo para a manutenção da superfície livre do escoamento em canal livre. Limitações experimentais acarretaram a limitação da aplicação do modelo para ângulos inferiores a 15 graus. Portanto, o modelo proposto é válido entre 15 e 60 graus de inclinação a partir da horizontal.

Como perspectivas para trabalhos futuros, podem-se indicar:

1. Ajustar experimentalmente a correlação para o comprimento de dissipação (L_{dis}) para outros fluidos de trabalho (óleo), e assim validar o exposto nas conclusões 14 e 15.
2. Investigar a influência do padrão de escoamento no anular externo para faixas de vazões de líquido e gás mais abrangentes.
3. Investigar a influência de mudança de tensão superficial gás-líquido mediante a adição de surfactante na fase líquida, isto com a finalidade de reconhecer a parcela de energia dissipada que corresponde à geração da interface das bolhas.
4. Investigar a aeração no escoamento em canal livre e sua possível influência no fenômeno de separação do gás.
5. Estudar experimental e teoricamente a estabilidade do NAI na presença de mudanças do ângulo de inclinação e conseqüentes mudanças do padrão de escoamento.
6. Investigar e validar o modelo para angulações inferiores a 15 graus.
7. Estudar a influência da excentricidade do *shroud* sobre o fenômeno de separação do gás.
8. Investigar experimentalmente a fenomenologia do escoamento de transição, isto é, diâmetro de bolha, frequência na geração de bolhas, distribuição do diâmetro de bolha, separação natural de bolhas, em função dos parâmetros principais do fenômeno de separação.
9. Estudar experimental e teoricamente a influência de furos no início do tubo perfurado sobre a eficiência de separação.
10. Estudar experimental e teoricamente a influência da geometria do *shroud* sobre a eficiência de separação (razão entre diâmetro do tubo de produção e diâmetro do *shroud* e entre esse e o diâmetro do revestimento).

REFERÊNCIAS⁴

- AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE (1990). **API 421**: Design and operation of oil-waters separators. Washington
- AKBAR, M.K.; GHIAASIAAN, S.M. (2003). Stability of stratified gas-liquid flow in horizontal annular channels. **Experimental Thermal and Fluid Science**, v.28, n.1, p.17-21.
- ALHANATI, F.J.S. (1993). **Bottomhole gas separation efficiency in electrical submersible pump installations**. 153 pp. Thesis (PhD) - University of Tulsa, Tulsa, OK, 1993.
- ALHANATI, F.J.S. et al. (1994). A simple model for the efficiency of rotary separators. In: SPE ANNUAL TECHNICAL CONFERENCE EXHIBITION, 69, 1994, New Orleans, LA, USA. **Proceedings...** New Orleans, LA, USA: Society of Petroleum Engineers (SPE). p.67-82
- ALLEN, R.G. (1996). Relating the Hazen-Williams and Darcy-Weisbach friction loss equations for pressurized irrigation. **American Society of Agricultural Engineers**, v.12, n.6, p.685-693.
- BLANCO, C.P.; ALBIERI, T.F.; RODRIGUEZ, O.M.H. (2008). Revisão de modelos para transições de padrão de escoamento gás-líquido em duto anular vertical e horizontal. In: BRAZILIAN CONGRESS OF THERMAL ENGINEERING AND SCIENCES, 12, 2008, Belo Horizonte, MG. **Proceedings...** Belo Horizonte, MG: ABCM.
- BRASIL, H.V. (1985). **Máquinas de Levantamento**. Rio de Janeiro: Guanabara Dois.
- CAETANO, E.F.; SHOHAM, O.; BRILL, J.P. (1992). Upward vertical two-phase flow through on annulus – Part I: Single-phase friction factor, Taylor bubble rise velocity, and flow pattern prediction. **Journal of Energy Resources Technology-Transactions of the Asme**, v.114, n.1, p.1-13.
- ÇENGEL, Y.A.; CIMBALA, J.M. (2007). **Mecânica dos fluidos - fundamentos e aplicações**. 1ed. São Paulo: McGraw-Hill.
- CHANSOON, H. (1993). Self-aerated flows on chutes and spillways. **Journal of Hydraulic Engineering**, v.119, n.2, p.220-243.
- _____. (1994). Air-water interface area in self-aerated flows. **Water Research**, v.28, n.4, p.923-929.
- _____. (1997a). Air bubble entrainment in open channels: flow structure and bubble size distributions. **International Journal of Multiphase Flow**, v.23, n.1, p.193-203.
- _____. (1997b). Measuring air-water interface area in supercritical open channel flow. **Water Research**, v.31, n.6, p.1414-1420.
- _____. (2002). An experimental study of Roman dropshaft hydraulics. **Journal of Hydraulic Research**, v.40, n.1, p.3-12.
- _____. (2004). Hydraulics of rectangular dropshafts. **Journal of Irrigation and Drainage Engineering**, v.130, n.6, p.523-529.

⁴ De acordo com a Elaboração de teses e dissertações na EESC-USP.

- EKBERG, N.P. et al. (1999). Gas-liquid two-phase flow in narrow horizontal annuli. **Nuclear Engineering and Design**, v.192, n.1, p.59-80.
- ERNST, H. (1970). **Aparatos de Elevación y Transporte, tomo 1: Principios y Elementos Constructivos**. Barcelona: Blume.
- FOX, R.W.; MCDONALD, A.T.; PRITCHARD, P.J. (2006). **Introdução à mecânica dos fluidos**. 6ed. Rio de Janeiro: LTC - Livros Técnicos e Científicos Editora S.A.
- GERDAU (2008). **Manual de Aços Especiais, Aços Construção Mecânica**. Disponível em: <http://www.gerdau.com.br/gerdauacosespeciais/>. Acesso em: 09 set. de 2008.
- GUALTIERI, C.; CHANSON, H. (2007). Experimental analysis of Froude number effect on air entrainment in the hydraulic jump. **Environmental Fluid Mechanics**, v.7, n.3, p.217-238.
- GULLIVER, J.S.; THENE, J.R.; RINDELS, A.J. (1990). Indexing gas transfer in self-aerated flows. **Journal of Environmental Engineering-Asce**, v.116, n.3, p.503-523.
- HARUN, A.F. et al. (2000). A simple model to predict natural gas separation efficiency in pumped wells. In: SPE ANNUAL TECHNICAL CONFERENCE AND EXHIBITION, 2000, Dallas, TX, USA. **Proceedings...** Dallas, TX, USA: Society of Petroleum Engineers (SPE).
- _____. (2001). A mechanistic model to predict natural gas separation efficiency in inclined pumping wells. In: SPE PRODUCTION AND OPERATIONS SYMPOSIUM, 2001, Oklahoma City, OK, USA. **Proceedings...** Oklahoma City, OK, USA: Society of Petroleum Engineers (SPE).
- _____. (2003). A simple model to predict natural gas separation efficiency in pumped wells. **SPE Production & Facilities**, v.18, n.1, p.5-12.
- HASAN, A.R.; KABIR, C.S. (1992). Two-phase flow in vertical and inclined annuli. **International Journal of Multiphase Flow**, v.18, n.2, p.279-293.
- HOYT, J.W.; SELLIN, R.H.J. (1989). Hydraulic jump as "mixing layer". **Journal of Hydraulic Engineering-Asce**, v.115, n.12, p.1607-1614.
- KELESSIDIS, V.C.; DUKLER, A.E. (1989). Modeling flow pattern transitions for upward gas-liquid flow in vertical concentric and eccentric annuli. **International Journal of Multiphase Flow**, v.15, n.2, p.173-191.
- KUCUKALI, S.; COKGOR, S. (2006). Aeration performance of a hydraulic jump. In: WORLD ENVIRONMENTAL AND WATER RESOURCES CONGRESS, 2006, Omaha, Nebraska. **Proceedings...** Omaha, Nebraska: ASCE.
- _____. (2009). Energy concept for predicting hydraulic jump aeration efficiency. **Journal of Environmental Engineering-Asce**, v.135, n.2, p.105-107.
- LACKNER, G. (1997). **The effect of viscosity on downhole gas separation in a rotary gas separator**. Thesis (PhD) - University of Tulsa, Tulsa, OK, 1997.
- LIU, B.; PRADO, M. (2000). **State-of-the-art: literature review on natural separation**. Tulsa, OK: University of Tulsa, Artificial Lift Projects-TUALP. Technical Report TR-03.
- _____. (2001a). **Implementation of bubble tracking method for modeling natural separation efficiency**. Tulsa, OK: University of Tulsa, Artificial Lift Projects-TUALP. Technical Report TR-11.

- _____. (2001b). **Use of bubble tracking method for modeling natural separation efficiency. Tulsa, OK: University of Tulsa, Artificial Lift Projects-TUALP.** Technical Report TR-08.
- LIU, M.; RAJARATNAM, N.; ZHU, D.Z. (2004). Turbulence structure of hydraulic jumps of low Froude numbers. **Journal of Hydraulic Engineering-Asce**, v.130, n.6, p.511-520.
- PETROLEO BRASILEIRO SA (2001a). Divonsir Lopes. **Separador de gás de fundo de poço.** BR n.99005912 (A), 24 jul. 2001.
- PETROLEO BRASILEIRO SA (2001b). Divonsir Lopes. **Separador de gás dotado de controle automático de nível.** BR n.0000183 (A), 02 out. 2001.
- MARQUEZ, R.; PRADO, M. (2001). **Consolidation of the experimental data for natural separation efficiency. Tulsa, OK: University of Tulsa, Artificial Lift Projects-TUALP.** Technical Report TR-07.
- _____. (2002a). **Classification of experimental natural separation data according to flow pattern regime. Tulsa, OK: University of Tulsa, Artificial Lift Projects-TUALP.** Technical Report TR-18.
- _____. (2002b). **A comparative analysis of previous simplified models for natural separation efficiency. Tulsa, OK: University of Tulsa, Artificial Lift Projects-TUALP.** Technical Report TR-19.
- _____. (2002c). **Modeling on natural separation efficiency a new correlation. Tulsa, OK: University of Tulsa, Artificial Lift Projects-TUALP.** Technical Report TR-20.
- _____. (2002d). **Modeling on natural separation efficiency new simplified model. Tulsa, OK: University of Tulsa, Artificial Lift Projects-TUALP.** Technical Report TR-22.
- _____. (2003). A new robust model for natural separation efficiency. In: SPE PRODUCTION AND OPERATIONS SYMPOSIUM, 2003, Oklahoma City, OK, USA. **Proceedings...** Oklahoma City, OK, USA: Society of Petroleum Engineers (SPE).
- MATAIX, C. (1986). **Mecánica de fluidos y Máquinas hidráulicas.** 2ed. Madrid: Ediciones del Castillo.
- MURZYN, F.; CHANSON, H. (2009). Two-phase flow measurements in turbulent hydraulic jumps. **Chemical Engineering Research & Design**, v.87, n.6A, p.789-797.
- NAKASONE, H. (1987). Study of aeration at weirs and cascades. **Journal of Environmental Engineering-Asce**, v.113, n.1, p.64-81.
- NONNAST, R. (1993). **El proyectista de estructuras metálicas.** 18ed. Madrid: Paraninfo.
- POTTER, M.C.; WIGGERT, D.C. (2004). **Mecânica dos fluidos.** 3ed. São Paulo: Pioneira Thomson Learning.
- RODRIGUEZ, O.M.H. (2008). **Mecânica dos Fluidos - Pos-Graduação. Apostila SEM5749.** São Carlos, SP: EESC-USP.
- RODRIGUEZ, O.M.H.; MUDDE, R.F.; OLIEMANS, R.V.A. (2006). Stability analysis of slightly-inclined stratified oil-water flow, including the distribution coefficients and the cross-section curvature. In: North American Conference on Multiphase Technology, 5, 2006, Banff, Canada. **Proceedings...** Banff, Canada: BHR Group Limited. p.229-245

- RONDY, P.; CHOLET, H.J.; FEDERER, I. (1993). Optimization of heavy oil and gas pumping in horizontal wells. In: SPE ANNUAL TECHNICAL CONFERENCE AND EXHIBITION, 1993, Houston, Texas. **Proceedings...** Houston, Texas: Society of Petroleum Engineers (SPE). p.417-427
- SAMBANGI, S.R. (1994). **Gas separation efficiency in electrical submersible pump installations with rotary gas separators**. Dissertation (MSc) - University of Tulsa, Tulsa, OK, 1994.
- SERRANO, J.C. (1999). **Natural separation efficiency in electric submersible pump systems**. 83 pp. Dissertation (MSc) - University of Tulsa, Tulsa, OK, 1999.
- SIVA (2008). **SIVA Cabos de Aço**. Disponível em: <http://www.siva.com.br/prod_cabos.php>. Acesso em: 11 set. de 2008.
- SOUZA, R.D.O. et al. (2003). Separador de gás de fundo de poço de alta eficiência. In: Seminario de elevación artificial, escoamento e medição, 1, 2003, Rio de Janeiro, Brasil. **Proceedings...** Rio de Janeiro, Brasil: PETROBRÁS - Petróleo Brasileiro S.A.
- TAITEL, Y.; BARNEA, D.; DUKLER, A.E. (1980). Modelling flow pattern transitions for steady upward gas-liquid flow in vertical tubes. **AIChE Journal**, v.26, n.3, p.345-354.
- TAITEL, Y.; DUKLER, A.E. (1976). A model for predicting flow regime transmutations in horizontal and near horizontal gas-liquid flow. **AIChE Journal**, v.26, n.1, p.47-54.
- TOOMBES, L.; CHANSON, H. (2007). Surface waves and roughness in self-aerated supercritical flow. **Environmental Fluid Mechanics**, v.7, n.3, p.259-270.
- VIDAL, L.E.O.; CABANILLAS, D.; FIERRO, R. (2009). Influencia del factor de fricción en el diseño de redes de tuberías: estudio de caso. In: CONGRESO NACIONAL DEL AGUA, 1, 2009, Lima, Perú. **Proceedings...** Lima, Perú: UNALM.
- VIDAL, L.E.O. et al. (2009). Modelo para la eficiencia de separación de gas en un ducto anular inclinado. In: CONGRESO IBEROAMERICANO DE INGENIERÍA MECÁNICA, 9, 2009, Las Palmas de Gran Canaria, Islas Canarias. **Proceedings...** Las Palmas de Gran Canaria, Islas Canarias: ULPGC/FelbIM. p.05/10-17
- _____. (2010). Energy dissipation and bubbles generation in a gravitational gas separator. In: ENCONTRO BRASILEIRO SOBRE EBULLIÇÃO, CONDENSAÇÃO E ESCOAMENTOS MULTIFÁSICOS, 2, 2010, São Carlos, São Paulo. **Proceedings...** São Carlos, São Paulo: ABCM.
- VOLKART, P. (1980). The mechanism of air bubble entrainment in self-aerated flow. **International Journal of Multiphase Flow**, v.6, n.5, p.411-423.
- WAGANOFF, N.P. (1957). **Máquinas de Transporte**. Buenos Aires: Alsinas.
- WONGWISES, S.; PIPATHATTAKUL, M. (2006). Flow pattern, pressure drop and void fraction of two-phase gas-liquid flow in an inclined narrow annular channel. **Experimental Thermal and Fluid Science**, v.30, n.4, p.345-354.
- WOOD, I.R. (1983). Uniform region of self-aerated flow. **Journal of Hydraulic Engineering-Asce**, v.109, n.3, p.447-461.

APÊNDICE A - COMPRIMENTO DE STOKES

Neste apêndice é apresentada a dedução da Eq. 3.13 para o comprimento devido ao movimento parabólico da bolha de gás dentro do anular interno (a_{Stokes}).

A Figura A.1 mostra a trajetória longitudinal e transversal mais crítica para uma bolha de gás, *i.e.*, a maior distância que a bolha teria que percorrer para alcançar o topo do *shroud* e assim evitar seu ingresso ao tudo de produção; longitudinalmente a bolha deverá se locomover desde o inferior do *shroud* até o topo dele, enquanto que transversalmente a bolha contornaria um equivalente ao arco formado por média circunferência do *shroud*. Cabe ressaltar que a bolha no interior do *shroud* se desloca pela ação da velocidade terminal dada pela lei de Stokes (V_{ter}) e da velocidade média do líquido no anular interno (V_{ai}), como mostrado na Figura A.1 (a).

Figura A.1 – Trajetória de bolha no interior do separador *shroud*. (a) diagrama cinemático da bolha, (b) vista longitudinal, (c) vista transversal.

Da decomposição da V_{ter} nos eixos longitudinal e transversal obtêm-se expressões cinemáticas para o movimento longitudinal (Eq. A.1) e transversal (Eq. A.2) da bolha,

$$a_{Stokes} = (V_{ai} - V_{ter} \text{Sen}(\beta))t \quad (\text{A.1})$$

$$d_{ii-\max} = \frac{\pi}{2} d_{ii-\max} = V_{ter} \text{Cos}(\beta)t \quad (\text{A.2})$$

Já que o tempo é um parâmetro comum para ambas trajetórias, as Eqs. A.1 e A.2 podem ser acopladas por meio dele, obtendo-se a expressão para o cálculo do comprimento de Stokes mostrada na Eq. 3.13, *i.e.*,

$$a_{Stokes} = \frac{\pi}{2} d_{ii} \left(\frac{V_{ai} - V_{ter} \text{Sen}(\beta)}{V_{ter} \text{Cos}(\beta)} \right) \quad (\text{A.3})$$

APÊNDICE B - INCERTEZA EXPERIMENTAL

A análise de incerteza ajuda o pesquisador a verificar a validade e precisão dos dados experimentais recolhidos. Ela é utilizada para indicar as fontes de erros do tipo casual e sugerir assim melhores métodos de medidas. A metodologia de cálculo foi retirada do Fox, McDonald e Pritchard (2006).

Neste apêndice serão apresentados em detalhes os cálculos relativos à propagação da incerteza experimental. Foram calculadas as incertezas para a eficiência de separação do gás, vazões do gás a montante e a jusante do separador, densidades a montante e jusante do separador, delta de pressões, comprimento do NAI, e as incertezas próprias de cada instrumento.

B.1 Incerteza experimental da eficiência de separação do gás

A eficiência de separação é função da vazão mássica do gás a montante e a jusante do separador, segundo mostra a Equação B.1:

$$\eta_{shroud} = E = \frac{\dot{m}_{g,j}}{\dot{m}_{g,m}} \quad (B.1)$$

Sabendo que todos os cálculos são feitos para o gás, omitir-se-á o índice g. Sendo assim, a incerteza da eficiência de separação pode ser representada como sendo:

$$u_E = \pm \sqrt{u_{E,\dot{m}_m}^2 + u_{E,\dot{m}_j}^2} \quad (B.2)$$

Uma melhor representação da equação anterior seria:

$$u_E = \pm \sqrt{\left(\frac{\dot{m}_m}{E} \frac{\partial E}{\partial \dot{m}_m} u_{\dot{m}_m} \right)^2 + \left(\frac{\dot{m}_j}{E} \frac{\partial E}{\partial \dot{m}_j} u_{\dot{m}_j} \right)^2} \quad (B.3)$$

O cálculo das derivadas parciais é feito a partir da Equação B.1, e mostrado a continuação:

$$\frac{\delta E}{\delta \dot{m}_m} = \left(\frac{-\dot{m}_j}{\dot{m}_m^2} \right) \quad (\text{B.4})$$

$$\frac{\delta E}{\delta \dot{m}_j} = \left(\frac{1}{\dot{m}_m} \right) \quad (\text{B.5})$$

Substituindo as Equações B.4 e B.5 na equação B.3, pode-se observar que a incerteza na eficiência de separação é função da incerteza das medidas experimentais de vazão mássica do gás a montante e a jusante do separador, o que é mostrado na Equação B.6:

$$u_E = \pm \sqrt{u_{\dot{m}_m}^2 + u_{\dot{m}_j}^2} \quad (\text{B.6})$$

B.2 Incerteza experimental da vazão mássica do gás

A medida experimental de vazão do gás é feita com medidores volumétricos do tipo engrenagem, sendo preciso multiplicá-la pela densidade para determinar a vazão mássica. As equações seguintes mostram as relações para o cálculo da vazão mássica a montante e a jusante do separador, respectivamente:

$$\dot{m}_m = \rho_m Q_m \quad (\text{B.7})$$

$$\dot{m}_j = \rho_j Q_j \quad (\text{B.8})$$

Para ambos os casos, a propagação da incerteza é função da vazão mássica e da densidade do gás. A relação de incerteza seria:

$$u_{\dot{m}_m} = \pm \sqrt{u_{\dot{m}_m, \rho_m}^2 + u_{\dot{m}_m, Q_m}^2} \quad (\text{B.9})$$

$$u_{\dot{m}_j} = \pm \sqrt{u_{\dot{m}_j, \rho_j}^2 + u_{\dot{m}_j, Q_j}^2} \quad (\text{B.10})$$

Uma melhor apresentação das equações B.9 e B.10 seria, respectivamente:

$$u_{\dot{m}_m} = \pm \sqrt{\left(\frac{\rho_m}{\dot{m}_m} \frac{\delta \dot{m}_m}{\delta \rho_m} u_{\rho_m} \right)^2 + \left(\frac{Q_m}{\dot{m}_m} \frac{\delta \dot{m}_m}{\delta Q_m} u_{Q_m} \right)^2} \quad (\text{B.11})$$

$$u_{\dot{m}_j} = \pm \sqrt{\left(\frac{\rho_j}{\dot{m}_j} \frac{\delta \dot{m}_j}{\delta \rho_j} u_{\rho_j} \right)^2 + \left(\frac{Q_j}{\dot{m}_j} \frac{\delta \dot{m}_j}{\delta Q_j} u_{Q_j} \right)^2} \quad (\text{B.12})$$

Derivando parcialmente as Equações B.7 e B.8 e substituindo nas Equações B.11 e B.12, chega-se a que as incertezas da medição da vazão mássica do gás a montante e a jusante são função das densidades e vazões volumétricas a montante e a jusante, respectivamente. O resultado é mostrado nas equações seguintes

$$u_{\dot{m}_m} = \pm \sqrt{u_{\rho_m}^2 + u_{Q_m}^2} \quad (\text{B.13})$$

$$u_{\dot{m}_j} = \pm \sqrt{u_{\rho_j}^2 + u_{Q_j}^2} \quad (\text{B.14})$$

B.3 Incerteza experimental da densidade do gás

A densidade de um gás pode ser calculada mediante a equação de estado dos gases ideais, supondo o modelo válido, a partir de pressões e temperaturas absolutas como dados de entrada.

$$\rho = \frac{P}{RT} \quad (\text{B.15})$$

onde P , R e T representam a pressão absoluta, a constante do ar, e a temperatura absoluta, respectivamente.

Nas condições de operação do separador, o gás a jusante é liberado à atmosfera; portanto, a densidade a jusante é função da pressão barométrica e da temperatura do ambiente segundo é mostrado a continuação:

$$\therefore \rho_j = f(P_{baro}, T_j) \quad (\text{B.16})$$

Para o gás a jusante a equação B.15 pode ser expressa como:

$$\rho_j = \frac{P_{baro}}{R \cdot 273,16 + T_j} \quad (\text{B.17})$$

A incerteza da densidade do gás a jusante pode-se representar como sendo:

$$u_{\rho_j} = \pm \sqrt{u_{\rho_j, P_{baro}}^2 + u_{\rho_j, T_j}^2} \quad (B.18)$$

Uma melhor representação da Equação B.18 seria:

$$u_{\rho_j} = \pm \sqrt{\left(\frac{P_{baro}}{\rho_j} \frac{\delta \rho_j}{\delta P_{baro}} u_{P_{baro}} \right)^2 + \left(\frac{T_j}{\rho_j} \frac{\delta \rho_j}{\delta T_j} u_{T_j} \right)^2} \quad (B.19)$$

Seguindo o mesmo procedimento, a equação B.17 pode ser derivada parcialmente e substituída na equação B.19, tendo assim que a incerteza na medida da densidade a jusante do separador é função da medida da temperatura e das incertezas da pressão barométrica e temperatura a jusante. O resultado é mostrado na Equação B.20:

$$u_{\rho_j} = \pm \sqrt{u_{P_{baro}}^2 + \left(\frac{T_j}{273,16 + T_j} \right)^2 u_{T_j}^2} \quad (B.20)$$

A montante do separador, o gás esta pressurizado a uma pressão acima da atmosférica (P_{mano}), portanto a densidade é função da pressão barométrica, da pressão manométrica e da temperatura segundo se mostra a continuação:

$$\therefore \rho_m = f(P_{baro}, P_{mano}, T_m) \quad (B.21)$$

Para o gás a montante, a equação B.15 pode-se expressar como:

$$\rho_m = \frac{P_{baro} + P_{mano}}{R (273,16 + T_m)} \quad (B.22)$$

A incerteza da densidade do gás a montante pode-se representar como sendo:

$$u_{\rho_m} = \pm \sqrt{u_{\rho_m, P_{baro}}^2 + u_{\rho_m, P_{mano}}^2 + u_{\rho_m, T_m}^2} \quad (B.23)$$

Uma melhor representação da equação B.18 seria:

$$u_{\rho_m} = \pm \sqrt{\left(\frac{P_{baro}}{\rho_m} \frac{\delta \rho_m}{\delta P_{baro}} u_{P_{baro}} \right)^2 + \left(\frac{P_{mano}}{\rho_m} \frac{\delta \rho_m}{\delta P_{mano}} u_{P_{mano}} \right)^2 + \left(\frac{T_m}{\rho_m} \frac{\delta \rho_m}{\delta T_m} u_{T_m} \right)^2} \quad (B.24)$$

Derivando parcialmente a equação B.22 e substituindo na equação B.24 obtém-se uma relação para o cálculo da incerteza na medida da densidade do gás a montante do separador a partir das medidas de pressão barométrica, pressão manométrica e temperatura e suas respectivas incertezas, tal como mostra a equação seguinte:

$$u_{\rho_m} = \pm \sqrt{\left(\frac{P_{baro}}{P_{baro} + P_{mano}} \right)^2 u_{P_{baro}}^2 + \left(\frac{P_{mano}}{P_{baro} + P_{mano}} \right)^2 u_{P_{mano}}^2 + \left(\frac{T_m}{K + T_m} \right)^2 u_{T_m}^2} \quad (B.25)$$

B.4 Incerteza experimental do Delta de pressões

O cálculo do delta de pressões entre o tubo de revestimento e o tubo de produção está dado por:

$$DP = P_{rev} - P_{tp} \quad (B.26)$$

A incerteza da equação B.26 é representada por

$$u_{DP} = \pm \sqrt{u_{DP, P_{rev}}^2 + u_{DP, P_{tp}}^2} \quad (B.27)$$

Uma melhor forma de apresentar a equação anterior seria:

$$u_{DP} = \pm \sqrt{\left(\frac{P_{rev}}{DP} \frac{\delta DP}{\delta P_{rev}} u_{P_{rev}} \right)^2 + \left(\frac{P_{tp}}{DP} \frac{\delta DP}{\delta P_{tp}} u_{P_{tp}} \right)^2} \quad (B.28)$$

Derivando parcialmente a equação B.26 e substituindo na equação B.28 chega-se a uma expressão para o cálculo da incerteza do delta de pressões a partir das incertezas na medida da pressão no tubo de revestimento e no tubo de produção, como é mostrado na Equação B.29:

$$u_{DP} = \pm \sqrt{u_{P_{rev}}^2 + u_{P_{tp}}^2} \quad (\text{B.29})$$

B.5 Incerteza experimental na medida do NAI

A equação seguinte expressa a incerteza na medida do NAI

$$u_{NAI} = \frac{2,5\text{cm}}{M_{NAI}} = \left(\frac{2,5}{M_{NAI}} \right) \% \quad (\text{B.30})$$

onde M_{NAI} representa a medida do NAI (m)

B.6 Incerteza experimental dos instrumentos

B.6.1 Incerteza do medidor da vazão do gás

$$u_{Q_m} = u_{Q_j} = \frac{1\% FE}{M_{Q_g}} = \left(\frac{20}{M_{Q_g}} \right) \% \quad (\text{B.31})$$

onde M_{Q_g} representa a medida da vazão do gás lida pelo medidor de engrenagem (l/min).

B.6.2 Incerteza do medidor da pressão P_{baro}

$$u_{P_{baro}} = \frac{5Pa}{M_{P_{baro}}} = \left(\frac{500}{M_{P_{baro}}} \right) \% \quad (\text{B.32})$$

onde $M_{P_{baro}}$ representa a medida da pressão lida no barômetro (Pa).

B.6.3 Incerteza do medidor da pressão P_{mano}

$$u_{P_{mano}} = \frac{0,5\% FE}{M_{P_{mano}}} = \left(\frac{250000}{M_{P_{mano}}} \right) \% \quad (\text{B.33})$$

onde $M_{P_{baro}}$ representa a medida da pressão manométrica do gás lida pelo transdutor de pressão a montante do separador (Pa).

B.6.4 Incerteza do medidor da temperatura do gás

$$u_{T_m} = u_{T_j} = \frac{0,1\% M_T + 1^\circ C}{M_T} \quad (B.34)$$

onde M_T representa a medida lida no leitor de termopar ($^\circ C$).

B.6.5 Incerteza do medidor da pressão P_{rev}

$$u_{P_{rev}} = \frac{0,5\% FE}{M_{P_{rev}}} = \left(\frac{250000}{M_{P_{rev}}} \right) \% \quad (B.35)$$

onde $M_{P_{rev}}$ representa a medida da pressão manométrica do gás lida pelo transdutor de pressão localizado no tubo de revestimento (Pa).

B.6.6 Incerteza do medidor da pressão P_{tp}

$$u_{P_{tp}} = \frac{0,3\% FE}{M_{P_{tp}}} = \left(\frac{60000}{M_{P_{tp}}} \right) \% \quad (B.36)$$

onde $M_{P_{tp}}$ representa a medida da pressão manométrica do gás lida pelo transdutor de pressão localizado à saída do tubo de produção (Pa).

B.6.7 Incerteza do medidor da vazão da água

$$u_{Q_l} = \frac{1,25\% M_{Q_l}}{M_{Q_l}} = 1,25\% \quad (B.37)$$

APÊNDICE C - SISTEMA ESTRUTURAL INCLINÁVEL.

Neste apêndice se detalha o trabalho de projeto, construção e montagem do sistema estrutural inclinável que serviu de suporte para a pesquisa. Também é descrito um procedimento de trabalho com segurança para a correta manutenção e uso do sistema de içamento.

C.1 Sistema inclinável

Desenhada e desenvolvida durante a pesquisa, a estrutura inclinável foi projetada para cumprir as exigências seguintes:

- Possibilidade de varrer ângulos de 0 a 90 graus de maneira ascendente e descendente.
- Capacidade de suportar o peso da seção de testes.
- Capacidade de suportar os esforços dinâmicos gerados pelo escoamento dos fluidos na linha de teste.

A engenharia conceitual respondeu as exigências anteriores, resultando numa estrutura de aço de 11 metros de comprimento e 500 kg de peso, articulada num dos seus extremos. Os critérios de projeto são os mesmos que no caso de uma estrutura de elevação e transporte do tipo I (BRASIL, 1985; NONNAST, 1993). Na primeira etapa, o cálculo foi realizado manualmente com ajuda do diagrama Cremona (ERNST, 1970; NONNAST, 1993). Um fator de segurança de dois para o limite de escoamento do aço ATSM-A36 e 4 milímetros de flecha para a deformação foram os parâmetros limites de cálculo. Em seguida, foi testada a configuração num programa de elementos finitos validando os cálculos manuais. Os resultados levaram à construção de uma estrutura do tipo LK com perfis retangulares e quadrados de 3,2 milímetros de espessura.

Figura C.1 - Esquema da estrutura inclinável tipo LK.

O elemento mostrado na Figura C.2 foi projetado para ir unido à estrutura inclinável (Figura C.1) por meio de parafusos. O conjunto se comportaria como uma estrutura com articulação num extremo.

Figura C.2 - Esquema da articulação da estrutura inclinável

Figura C.3 - Esquema da base articulada.

Realizou-se também o projeto da base que foi ancorada ao chão (concreto armado) e serviu como pivô da estrutura inclinável; o esquema pode ser visto na Figura C.3.

A versatilidade na variação do ângulo de inclinação se daria pelo Sistema de Içamento, mostrado na Figura C.. Os elementos deste sistema são:

1. Cabo de Aço.
2. Patesca (distribuidor de forças).
3. Polia de Içamento.
4. Eixo do Ponto de Içamento.
5. Guincho do Içamento (Guincho HiPull GT12B20T).
6. Escada de Segurança.
7. Sistema de trava para a Escada de Segurança.
8. Gancho de Fixação.

Figura C.4 - Esquema do Sistema de Içamento da estrutura inclinável.

As dimensões do cabo de aço proposto pelo fabricante do guincho foram verificadas segundo as recomendações do fabricante de cabos de aço Siva (2008). Solicitado à metade da tensão máxima para a carga de içamento devido à presença da Patesca (elemento 2 da Figura C.) e dando um fator de segurança de cinco para o tipo de serviço, confirmou-se que o cabo de aço do tipo 6x25 FILLER de 8 mm de diâmetro cumpre com os requerimentos do sistema de içamento, além de fornecer bom equilíbrio entre flexibilidade e resistência à abrasão. Segundo os cálculos, a carga máxima do cabo e da patesca são de 400kgf e 800kgf, respectivamente.

A Figura C.5 mostra o esquema do eixo do Ponto de Içamento (elemento 4 da Figura C.). Submetido a esforços de corte direto e flexão, sendo este último o mais crítico. O elemento foi dimensionado utilizando conceitos básicos de resistência de materiais e propriedades físicas do material fornecidas pelo fabricante de aços especiais (ERNST, 1970; GERDAU, 2008). O cálculo levou à construção de um eixo de aço especial AISI/SAE 1040 laminado. O projeto deste elemento contempla a utilização de duas buchas de ferro fundido e parafusos que permitiram a fixação do eixo.

Figura C.5 - Esquema do elemento 4 da Figura C.: eixo do ponto de içamento.

O Gancho de Fixação (elemento 8 da Figura C.) tem como finalidade sustentar o cabo que vem da patesca; ele foi projetado, construído e montado segundo o esquema da Figura C.6.

Figura C.6 - Esquema do elemento 8 da Figura C.: Gancho de fixação.

Teve-se muito cuidado na concepção dos elementos da polia de içamento (ver Figura C.7). No caso do eixo da polia, elegeu-se um fixo para evitar esforços alternantes (ERNST, 1970). Para o diâmetro desta, adotou-se o critério dado por Siva (2008). Segundo esse critério e para o tipo de cabo verificado, o diâmetro mínimo da polia tinha que ser 26 vezes o diâmetro do cabo; recomendando um diâmetro igual a 39 vezes o diâmetro do cabo. O cubo da polia foi dimensionado para não superar a pressão superficial de 40-70 kg/cm², permitida para o material da bucha (ferro fundido) (WAGANOFF, 1957).

Figura C.7 - Esquema do elemento 3 da Figura C.: Polia de içamento.

Após a fase de projeto, foram construídos, montados e testados em vazio todos os elementos do Sistema Estrutural Inclínável para garantir seu correto funcionamento, segundo mostra a Figura C.8.

Figura C.8 - Montagem do Sistema estrutural inclinável no NETeF.

C.2 Manutenção do Sistema de Içamento

Sabendo que a manutenção de equipamentos de elevação e transporte é de vital importância na prevenção de acidentes e sua falta conduz a elevados gastos econômicos e humanos, construiu-se esta seção a partir de recomendações da literatura e fabricantes de equipamentos. O objetivo desta é fornecer os critérios para a manutenção preventiva do sistema de içamento da bancada de testes do presente trabalho de pesquisa. Atividades conscientes e regulares de inspeção, manutenção e troca de elementos do sistema fazem parte

da seção. No final do tópico é anexado um formato para o registro da informação de cada manutenção (HACES; OSSA; PANIAGUA, 2005; SIVA, 2009; CASSIOLATO, 2009; CIMAFA, 2009; NTP 155; NTP 221)

C.2.1 Inspeção

É recomendável fazer dois tipos de inspeção ao sistema de içamento, uma diária ou freqüente, e outra periódica. A inspeção freqüente visa detectar problemas de ajuste que possam prejudicar a operação do sistema, deve ser feita pelo operador antes de cada jornada de trabalho. Pelo contrario, a inspeção periódica visa um análise detalhado da situação de cada elemento, submetendo-lo a estritos procedimentos. Uma inspeção freqüente pode levar ao elemento a inspeção periódica, dependendo da severidade da avaria encontrada.

Inspeção do cabo de aço

O cabo de aço é o elemento mais critico do sistema de içamento, estes se desgastam e gradualmente perdem a capacidade de trabalho através da sua vida útil. É por isso que as inspeções são importantes. As normas industriais aplicáveis regulam os procedimentos de inspeção. Esta se deve fazer de maneira regular por três bons motivos:

- Mostra as condições do cabo e dá a indicação da necessidade do troco.
- Pode indicar o uso inadequado do tipo de cabo.
- Possibilita o descobrimento e correção de falhas no equipo e operação.

A inspeção do cabo tem que ser feita sem carga e em repouso, nas seções submetidas a esforços repentinos, onde a carga inicial de cada levantamento é aplicada. As polias, ganchos e tambores são as zonas criticas. Os indícios de falha procurados na inspeção do cabo são:

- Desgaste superficial, oxidação e corrosão: estes problemas são observados com ajuda da inspeção visual do cabo. O primeiro passo é fazer uma limpeza do cabo com ajuda de um pano limpo, escova de arames e produtos desengraxantes. O desgaste superficial apresenta-se na maneira de superfícies brilhantes devido ao atrito entre as pernas do cabo e entre as pernas e os elementos do sistema, como polias. Também, tem-se que ter muito cuidado com a oxidação e corrosão, estas são causadas pelo contato com fluidos corrosivos ou situações climáticas adversas.

- Redução da área: durante toda a vida útil do cabo se apresenta uma redução da área devido ao uso normal do cabo. Medir o diâmetro do cabo em zonas críticas e procurar nas tabelas das normas o valor certo é a maneira mais simples para prever um acidente. O diâmetro tem que ser medido em cada inspeção periódica, a Figura C.9 mostra a maneira correta de medição do diâmetro do cabo.

Figura C.9 - Maneira correta de medição do diâmetro (HACES; OSSA; PANIAGUA, 2005)

- Arames quebrados: produto de constantes torceduras do cabo e elevado desgaste superficial, apresentam-se arames individuais arrebitados. Geralmente os primeiros arames em se romper são os da coroa devido ao desgaste superficial, segundo mostra a Figura C.10. O signo mais comum na prevenção de acidentes nos cabos de aço são os arames arrebitados. O numero de arames arrebitados tem que ser checado e comparado com o limite permissível obtido de tabelas. Estes se detectam a partir da flexão e inspeção entre as pernas do cabo, também se encontram nas pontas do cabo, gancho por exemplo.

Figura C.10 - Cabo com arames arrebitados (HACES; OSSA; PANIAGUA, 2005)

- Passo do cabo: a Figura C.11 mostra a maneira de medir o passo de cabo, esta tem que ser feita depois do primeiro uso. Os câmbios no passo de cabo são constantes e

comuns na vida útil do cabo, mas um câmbio de passo brusco é sinal de algum problema.

Figura C.11 - Medição do passo do cabo (CIMAF, 2009)

Inspeção do gancho, polias e tambores

Os problemas causados no gancho, polias e tambores são consequência do contato com o cabo de aço. Uma inspeção precisa no cabo revela problemas nestes elementos:

- Na zona do gancho podem-se encontrar arames arrebitados do cabo.
- Na interação cabo-polia apresenta-se desgaste superficial, alargamento do canal da polia, redução de área do cabo.
- No guincho se dá torção constante do cabo fazendo incrementar o desgaste superficial e arames arrebitados por fadiga.

C.2.2 Manutenção e substituição de elementos.

Os critérios para a substituição dos elementos do sistema de içamento estão em estreita relação com a severidade dos problemas encontrados na inspeção.

Manutenção ou substituição do cabo.

O cabo deve ser substituído no caso exceder os seguintes critérios:

- Numero máximo de arames quebrado: os arames arrebitados são medidos em um passo ou em um comprimento equivalente a seis vezes o diâmetro do cabo. Para o cabo do sistema (classe 6x19) a quantidade máxima de fios rompidos é 6 para o cabo e 3 para uma perna.
- Redução do diâmetro: a porcentagem admitida para a redução do diâmetro é de 5% em relação a seu diâmetro nominal ou a 1/3 no diâmetro dos arames externos das pernas.
- Excessiva oxidação e corrosão.

- Passo do cabo: na presença de um incremento brusco no passo do cabo e uma redução da área é provável que a alma ou núcleo de cabo se quebrou. Se só se incrementou o passo pode ser que tenha problema com a rotação do cabo ou a polia esta restringindo o passo deste, por tanto a polia tem que ser concertada ou trocada. Em suspeita da falha da alma, esta tem que ser inspecionada e o cabo substituído de ser o caso.

Lubrificação do cabo de aço

Os cabos de aço estão protegidos durante o transporte e armazenagem por métodos de lubrificação durante a produção. Mas tem que ser submetido a uma re-lubrificação para garantir a proteção contra a corrosão e condições climáticas. As condições de trabalho influenciam nos intervalos de lubrificação, já que não se tem registros de períodos de lubrificação, estes são estabelecidos pelas inspeções frequentes. O método de lubrificação é explicitado por meio da Figura C.12.

Figura C.12 - Lubrificação do cabo (SIVA, 2009)

Lubrificação de eixos e buchas

A lubrificação de eixos e buchas são atividades importantes dentro da manutenção do sistema de içamento, eles garantem a redução de atrito entre as superfícies diminuindo a potencia elétrica consumida, assim como incrementando a vida útil destes elementos.

Manutenção ou substituição do gancho, polias e tambores

A manutenção ou substituição do gancho, polias e tambores estarão limitadas à avaliação a partir da inspeção dos mesmos:

- Se o número de arames arrebitados na zona do gancho excede ao permissível este terá que ser trocado.
- O arranjo cabo-polia tem que ficar como mostrado na Figura C.13. Um canal de polia menor ao diâmetro do cabo promove o travamento dele e com isto o incremento do passo e possível quebra de arames ou alma; um canal de polia muito maior ao diâmetro do cabo causa um excessivo desgaste superficial do cabo e consequentemente arames arrebitados, assim como maior fundura do canal, trazendo os mesmos problemas que o caso anterior.

Figura C.13. - Arranjo cabo-polia (SIVA, 2009)

Outros elementos

A manutenção e troca dos outros elementos do sistema de içamento esta em função da inspeção periódica e do critério do responsável de manutenção.

C.2.3 Registro de Manutenção

<p>Núcleo de Engenharia Térmica e Fluidos (NETeF) Escola de Engenharia de São Carlos (EESC) Universidade de São Paulo (USP).</p>	<p>Projeto: EESC-USP / PETROBRAS / FIPAI “Eficiência da Separação Gravitacional no Fundo de Poços Direcionais e Horizontais”.</p>
--	---	---

REGISTRO DE MANUTENÇÃO DO SISTEMA DE IÇAJE DA ESTRUTURA INCLINÁVEL

1. Descrição:

O presente registro visa listar as atividades a ser feitas para a correta manutenção do Sistema de Içamento da Estrutura inclinável do Projeto Separador *shroud* invertido.

2. Justificativa:

A sensibilidade do sistema de içaje exige a inspeção e manutenção periódica do seus elementos.

3. Equipamento e Materiais Requeridos para o trabalho.

- Lubrificante.
- Vernier.
- Pano limpo e desengraxante.
- Linhas de vida.
- Equipamento de proteção pessoal (capacete, uniforme de trabalho, luvas, bota ponta de aço).

4. Pessoal requerido:

- Técnico especializado em manutenção.
- Ajudante.

5. Esquema do Sistema de Içamento (Figura 1).

Figura 1. Esquema do Sistema de Içamento

6. Medidas de segurança antes da manutenção.

- Desligar o guincho elétrico (elemento 5).
- Assegurar a estrutura inclinável por meio da escada de segurança (elementos 6 y 7), de preferência fazer a manutenção com a estrutura na horizontal.
- Retirar a carga do cabo.

Núcleo de Engenharia Térmica e Fluidos (NETeF) Escola de Engenharia de São Carlos (EESC) Universidade de São Paulo (USP).	Projeto: EESC-USP / PETROBRAS / FIPAI “Eficiência da Separação Gravitacional no Fundo de Poços Direcionais e Horizontais”.
---	---	---

7. Registro periódico do sistema de içaje.

Data:	Responsável:			
Cabo de aço (elemento 1, Figura 1). A inspeção deve ser feita nas zonas críticas do cabo, isto é: polias, tambor e gancho.				
Limpeza da superfície	Si		No	
Desgaste superficial	Muito	Regular	Pouco	Nada
Zonas de desgaste superficial	Polia	Patesca	Tambor	Nada
Numero de fios rompidos em 1 passo (máximo 6 para o cabo e 3 para uma perna)	Polia:		Tambor:	
	Patesca:		Gancho:	
Diâmetro do cabo (medido em mm)				
Comprimento do passo:				
Apresenta corrosão	Muito	Regular	Pouco	Nada
Lubrificação do cabo	Sim		No	
Gancho de fixação (elemento 8, figura 1)				
Apresenta desgaste.	Muito	Regular	Pouco	Nada
Apresenta corrosão.	Muito	Regular	Pouco	Nada
Polia (elemento 3, Figura 1)				
Apresenta desgaste no canal	Muito	Regular	Pouco	Nada
Apresenta corrosão	Muito	Regular	Pouco	Nada
Lubrificação do eixo	Si		No	
Patesca (elemento 2, Figura 1).				
Apresenta desgaste no canal	Muito	Regular	Pouco	Nada
Apresenta corrosão	Muito	Regular	Pouco	Nada
Eixo-Ponto de Içamento (elemento 4, Figura 1).				
Apresenta desgaste no contato com patesca	Muito	Regular	Pouco	Nada
Apresenta corrosão	Muito	Regular	Pouco	Nada
Observações:				

C.3 Referências do apêndice

BRASIL, H.V. (1985). **Máquinas de Levantamento**. Rio de Janeiro: Guanabara Dois.

CASSIOLATO, G. (2009). Inspeção e substituição em cabos de aço. Manual pratico Ari 02. Disponível em <www.comercialari.com.br>. Acesso em: 10 março 2009.

CIMAF (2009). Critérios de inspeção e descarte para cabos de aço. Boletim técnico n.11. Disponível em: <www.cimaf.com.br>. Acesso em: 10 mar. 2009.

ERNST, H. (1970). **Aparatos de Elevación y Transporte, tomo 1: Principios y Elementos Constructivos**. Barcelona: Blume.

GERDAU (2008). **Manual de Aços Especiais, Aços Construção Mecânica**. Disponível em: <<http://www.gerdau.com.br/gerdauacosespeciais/>>. Acesso em: 09 set. de 2008.

HACES, M. La inspección de cables de acero. Disponível em: <www.ndtenespanol.org/files/Trabajos%20Tecnicos%207a%20Conferencia/Manuel%20Haces_Haces.../Insp_cables_acero.pdf>. Acesso em: 10 mar. 2009.

NONNAST, R. (1993). **El proyectista de estructuras metálicas**. 18ed. Madrid: Paraninfo.

NTP 155. **Norma UNE**. Cables de acero.

NTP 221. **Norma UNE**. Eslingas de cables de acero.

OSSA, E. A.; PANIAGUA, M. A. (2005). Análisis de falla em cable de acero. **Ingeniería y Ciência**, v.1, n.2, p.97-103.

SIVA (2008). **SIVA Cabos de Aço**. Disponível em: <http://www.siva.com.br/prod_cabos.php>. Acesso em: 11 set. de 2008.

SIVA (2009). Curso Básico. Siva, Cabos de aço. Disponível em: <www.siva.com.br>. Acesso em: 10 mar. 2009.

WAGANOFF, N.P. (1957). **Máquinas de Transporte**. Buenos Aires: Alsinas.

APÊNDICE D - PROGRAMA LABVIEW