



UNICAMP

GUILHERME MIRANDA PATERNOST

# **ESTUDO EXPERIMENTAL SOBRE BOMBA CENTRÍFUGA OPERANDO COM FLUIDO VISCOSO E ESCOAMENTO BIFÁSICO GÁS- LÍQUIDO**

CAMPINAS

2013



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

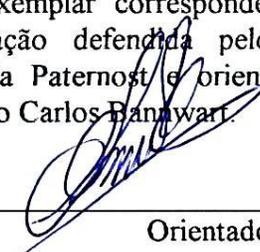
GUILHERME MIRANDA PATERNOST

**ESTUDO EXPERIMENTAL SOBRE BOMBA  
CENTRÍFUGA OPERANDO COM FLUIDO VISCOSO E  
ESCOAMENTO BIFÁSICO GÁS-LÍQUIDO**

Orientador: Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo da Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências da Universidade Estadual de Campinas para obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo na área de Exploração.

Este exemplar corresponde à versão final da dissertação defendida pelo aluno Guilherme Miranda Paternost e orientada pelo Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart.

  
\_\_\_\_\_  
Orientador

CAMPINAS  
2013

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA  
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA E ARQUITETURA - BAE - UNICAMP

P272e Paternost, Guilherme Miranda  
Estudo experimental sobre bomba centrífuga operando com fluido viscoso e escoamento bifásico gás-líquido / Guilherme Miranda Paternost. --Campinas, SP: [s.n.], 2013.

Orientador: Antonio Carlos Bannwart.  
Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Bombas centrífugas. 2. Fluxo viscoso. 3. Escoamento multifásico. 4. Engenharia do petróleo. I. Bannwart, Antonio Carlos, 1955-. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Título em Inglês: Experimental study of centrifugal pump handling viscous fluid and two-phase flow

Palavras-chave em Inglês: Centrifugal pumps, Viscous flow, Multiphase flow, Petroleum engineering

Área de concentração: Exploração

Titulação: Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo

Banca examinadora: Ricardo Augusto Mazza, Valdir Estevam

Data da defesa: 21-02-2013

Programa de Pós Graduação: Engenharia Mecânica



UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
E INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS

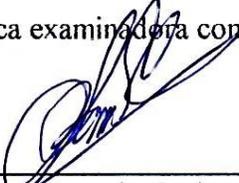
DISSERTAÇÃO DE MESTRADO ACADÊMICO

**ESTUDO EXPERIMENTAL SOBRE BOMBA  
CENTRÍFUGA OPERANDO COM FLUIDO VISCOSO E  
ESCOAMENTO BIFÁSICO GÁS-LÍQUIDO**

Autor: Guilherme Miranda Paternost

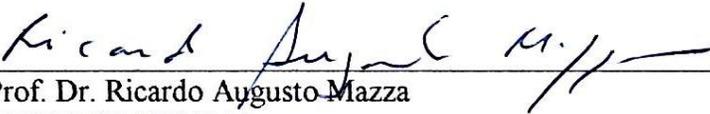
Orientador: Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart

A banca examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta dissertação:



---

Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart, Presidente  
DEP/FEM/UNICAMP



---

Prof. Dr. Ricardo Augusto Mazza  
DE/FEM/UNICAMP



---

Dr. Valdir Estevam  
PETROBRAS/RJ

Campinas, 21 de fevereiro de 2013

## AGRADECIMENTOS

Embora uma dissertação de mestrado seja, em sua definição formal, um trabalho individual, é na realidade um conjunto de contribuições de diversas pessoas que participaram desde o surgimento da ideia inicial até a sua conclusão. Este espaço do documento é uma oportunidade única de agradecer a essas pessoas, que consistem desde antigos colegas como também novos que surgiram durante esta etapa recém-finalizada de minha vida.

Agradeço ao Prof. Dr. Antonio Bannwart pela orientação e ajuda durante todo o período. Suas ideias e grande conhecimento a respeito do assunto foram vitais para o desenvolvimento deste estudo.

Agradeço ao Dr. Valdir Estevam por confiar em mim a realização deste trabalho. Suas ideias e sugestões, aliados ao seu conhecimento e entusiasmo sobre o assunto, foram de grande importância.

Agradeço à Petrobras pela oportunidade e apoio oferecidos durante todas as etapas deste trabalho. Dentre essas pessoas, em especial aos gerentes Guilherme Peixoto e Jesulino Santos e aos colegas Eduardo Gaspari, Alexandre Machado, Saon Vieira, Carlos Stenio, Pedro Silva, Carlos Dias e Cláudio Ziglio.

Agradeço aos colegas da Unicamp Natache, Vanessa, Matheus, César, Alcimar, William, Jorge e Fabiana pela enorme paciência e auxílio para a montagem e realização dos experimentos e ensaios laboratoriais.

Agradeço aos colegas da pós-graduação pelo ótimo ambiente e convívio.

Agradeço aos meus pais e irmãos, a quem dedico este trabalho.

## RESUMO

O bombeio centrífugo submerso (BCS) é o segundo método de elevação artificial mais utilizado em poços de petróleo no mundo. Nestes poços, o equipamento está sujeito à influência de fluidos viscosos e à presença de gás livre, os quais impactam significativamente seu desempenho já que este é resultado da dinâmica de fluidos nos impelidores e difusores da bomba. Historicamente, devido ao escoamento de gás e de fluidos viscosos se tratarem de situações distintas, a maioria dos estudos realizados analisam estes fenômenos separadamente vistos a complexidade e particularidades existentes de cada. O objetivo deste trabalho é a realização de um estudo experimental de avaliação do desempenho de uma bomba centrífuga sob os dois fenômenos, onde foi mensurado o impacto e a interação das principais variáveis que afetam seu desempenho. Para isto, foi construída uma bancada experimental constando de uma bomba centrífuga do tipo voluta, permitindo medir seu desempenho com água e fluido viscoso juntamente com os efeitos de fração de vazio, diâmetro de bolha e pressão de entrada. Foi também avaliada uma proposta existente de mapeamento do comportamento de uma bomba centrífuga operando com escoamento monofásico em função de números adimensionais que traduzem os efeitos combinados da viscosidade e da rotação. Foram sugeridas modificações e correlações baseadas nesta proposta e seus resultados comparados aos dados experimentais obtidos.

**Palavras-Chave:** elevação artificial de petróleo, bomba centrífuga submersa, bombeamento viscoso, bombeamento multifásico, desempenho de bomba centrífuga.

## **ABSTRACT**

The Electrical Submersible Pumping (ESP) is the second most commonly used artificial lift method worldwide, being responsible for the highest amount of total fluids produced (oil and water). In wells using this method, the equipment may be subjected to viscous fluids and free gas flow, both affecting pump performance since it is a result of the fluid dynamics inside its impellers and diffusers. Generally, since the presence of free gas and liquid viscosity are independent phenomena, most studies so far have examined their effect separately due to their complexity. The purpose of this experimental study is to take another step towards understanding the performance of a centrifugal pump under these two phenomena, measuring the impact of the main variables involved. A testing rig consisting of a centrifugal pump of volute type was built, where its performance was measured with the varying effects of viscosity, void fraction and rotational speed.

**Keywords:** artificial lift, electrical submersible pump, viscous pumping, multiphase pumping, performance of centrifugal pumps.

# SUMÁRIO

<b>LISTA DE FIGURAS.....</b>	<b>xv</b>
<b>LISTA DE TABELAS.....</b>	<b>xix</b>
<b>LISTA DE NOMENCLATURAS .....</b>	<b>xxi</b>
<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>7</b>
<b>3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....</b>	<b>41</b>
3.1. Proposta de Mapeamento do Comportamento da Bomba .....	41
3.2. Interpretação de Dados de Caracterização de Bombas Centrífugas em Escoamento Monofásico.....	44
3.2.1. Análise do ganho de pressão.....	44
3.2.2. Análise da potência de eixo .....	46
3.3. Escoamento Bifásico.....	48
<b>4. DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL.....</b>	<b>53</b>
4.1. Facilidades experimentais .....	53
4.2. Bomba teste .....	55
4.3. Fluidos de teste.....	58
4.4. Injeção de gás.....	60
4.5. Visualização .....	62
4.6. Aquisição de dados .....	64
4.7. Procedimento experimental.....	68

4.8. Limitações da bancada e do experimento .....	72
<b>5. RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>75</b>
5.1. Bomba operando com escoamento monofásico de água .....	75
5.2. Bomba operando com escoamento monofásico de glicerina.....	77
5.3. Bomba operando com escoamento bifásico.....	84
5.3.1. Interação entre a viscosidade e a fração de vazio .....	86
5.3.2. Influência da pressão no desempenho da bomba.....	87
5.3.3. Visualização das bolhas na entrada da bomba.....	91
5.3.4. Comportamento dos números adimensionais para escoamento bifásico.....	99
<b>6. CONCLUSÕES.....</b>	<b>105</b>
6.1. Conclusões .....	105
6.2. Recomendações.....	106
<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>108</b>
<b>Apêndice A – Teoria sobre Bombas Centrífugas.....</b>	<b>111</b>
<b>Apêndice B – Proposta de Mapeamento do Comportamento de uma Bomba Centrífuga – Solano (2009).....</b>	<b>117</b>
<b>APÊNDICE C – Análise de Incerteza Experimental .....</b>	<b>135</b>
<b>APÊNDICE D – Cálculo das Velocidades Específicas .....</b>	<b>140</b>
<b>ANEXO A – Fotos da Montagem Experimental .....</b>	<b>142</b>
<b>ANEXO B – Dados Experimentais .....</b>	<b>145</b>

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2-1 – Curva de Dunbar (Dunbar, 1989). .....	11
Figura 2-2 – Sensibilidade da altura de elevação da bomba para três diferentes rotações (Cirilo, 1998). .....	12
Figura 2-3 – Vista lateral em corte do rotor (Estevam, 2002). .....	15
Figura 2-4 – Fronteiras delimitadas pelo Is em função da fração de líquido (Estevam, 2002). ....	16
Figura 2-5 – Flutuação de pressão para os regimes bolhas dispersas (>5200 bpd), bolha alongada (<4200 bpd) e transição (vazões entre 4200 e 5200 bpd) (Duran, 2004). .....	18
Figura 2-6 – Diferencial de pressão na bomba para diversas pressões na entrada com Qg in situ constante (Duran, 2004). .....	19
Figura 2-7 – Análise de sensibilidade da bomba em relação à rotação (Zapata, 2004). .....	20
Figura 2-8 - Análise de sensibilidade da bomba em relação à vazão de gás (Zapata, 2004). .....	21
Figura 2-9 – Diferencial de pressão da bomba para diversas frações de gás e rotações (Barrios, 2007). .....	22
Figura 2-10 – Mudança de padrões encontrados com a variação da vazão de líquido (Barrios, 2007). .....	23
Figura 2-11 – Padrões de escoamento encontrados em função da fração de vazio sem escorregamento (Gamboa, 2008). .....	26
Figura 2-12 – Efeito da pressão de entrada no desempenho da bomba operando a 1800 rpm e 10% de fração de vazio (Monte Verde, 2011). .....	29
Figura 2-13 – Gráfico proposto por Stepanoff para correção da altura de elevação e eficiência da bomba (Stepanoff, 1957). .....	31
Figura 2-14 – Ábaco proposto pelo <i>Hydraulic Institute</i> (bombas entre 2 e 8 polegadas) ( <i>Hydraulic Institute</i> , 1955) .....	32
Figura 2-15 – Pontos de medição de pressão nos canais da bomba (Amaral, 2007). .....	36
Figura 2-16 – Degradação da altura de elevação da bomba em função da viscosidade (Amaral, 2007). .....	37

Figura 2-17 – Altura de elevação específica em função da capacidade específica para diferentes $N_s$ (Solano, 2009).....	39
Figura 4-1 – Bancada experimental.....	54
Figura 4-2 – Foto da bomba teste Imbil ITA 65 330/2.....	56
Figura 4-3 – Pontos de medição da bomba Imbil ITA 65 330/2 .....	56
Figura 4-4 – Curvas de viscosidade versus temperatura da glicerina.....	59
Figura 4-5 – Tensão superficial da glicerina em função da temperatura.....	59
Figura 4-6 – Variação de volume da glicerina com e sem a presença de microbolhas .....	60
Figura 4-7 – Instrumentação para obtenção da vazão de gás .....	61
Figura 4-8 – Aquário de visualização em acrílico .....	63
Figura 4-9 - Bicos de injeção de ar utilizados. ....	63
Figura 4-10 – Esquema de iluminação .....	64
Figura 4-11 – Interface gráfica do sistema de aquisição de dados .....	66
Figura 5-1 – Curva de elevação da bomba a 1150 rpm .....	75
Figura 5-2 – Curvas de eficiência e potência da bomba a 1150 rpm .....	76
Figura 5-3 – Aplicação da lei de afinidades .....	76
Figura 5-4 – Curva de elevação e eficiência para 806 rpm .....	77
Figura 5-5 – Mapeamento do comportamento da bomba utilizando coeficientes existentes na literatura.....	78
Figura 5-6 – Comportamento da relação funcional entre $C_Q$ , $C_H$ e $X$ .....	78
Figura 5-7– Resultados da equação 5-1 proposta para $C_H$ obtida através de regressão aos dados experimentais.....	79
Figura 5-8 – Comparação entre os resultados obtidos experimentalmente, através da equação 5-1 proposta e a partir do <i>Hydraulic Institute</i> .....	80
Figura 5-9 – Mapeamento completo do coeficiente de carga utilizando a equação 5-1 onde os valores foram extrapolados para toda a faixa de trabalho .....	81
Figura 5-10 - Resultados da equação 3-37 proposta para $C_P$ .....	82
Figura 5-11 – Eficiência da bomba em função do coeficiente de carga.....	83
Figura 5-12 - Mapeamento completo da eficiência utilizando a equação 3-8 onde os valores foram extrapolados para toda a faixa de trabalho .....	83
Figura 5-13 – Influência do perfil de velocidade em uma bolha em escoamento .....	84

Figura 5-14 – Fotografia do escoamento apresentando a coalescência das bolhas. ....	85
Figura 5-15 - Curvas de elevação da bomba em função da viscosidade para diversas frações de gás livre. ....	86
Figura 5-16 - Linha de tendência da queda da altura de elevação. ....	87
Figura 5-17 - Efeito da pressão no desempenho da bomba para uma vazão constante de 12 m <sup>3</sup> /h. ....	88
Figura 5-18 - Efeito da pressão no desempenho da bomba para uma vazão constante de 15 m <sup>3</sup> /h. ....	88
Figura 5-19 - Efeito da pressão no desempenho da bomba para uma vazão constante de 18 m <sup>3</sup> /h. ....	89
Figura 5-20 - Efeito da pressão no desempenho da bomba para uma vazão constante de 22 m <sup>3</sup> /h. ....	89
Figura 5-21 - Efeito da pressão no desempenho da bomba para uma vazão constante de 25 m <sup>3</sup> /h. ....	90
Figura 5-22 - Desempenho obtido para as condições similares utilizando diferentes injetores. ...	92
Figura 5-23 - Diâmetro máximo. ....	92
Figura 5-24 – Diâmetro mínimo. ....	93
Figura 5-25 – Diâmetro médio. ....	93
Figura 5-26 - Injetor furos, $\lambda=0,2596\%$ . ....	94
Figura 5-27 - Injetor agulha, $\lambda=0,2549\%$ . ....	94
Figura 5-28 – Diâmetro máximo das bolhas visualizadas. ....	95
Figura 5-29 - Diâmetro mínimo das bolhas visualizadas. ....	95
Figura 5-30 - Diâmetro médio das bolhas visualizadas. ....	96
Figura 5-31 - Injetor furos, $\lambda=0,5054\%$ . ....	97
Figura 5-32 - Injetor agulha, $\lambda=0,5052\%$ . ....	97
Figura 5-33 – Diâmetro máximo das bolhas visualizadas. ....	98
Figura 5-34 - Diâmetro mínimo das bolhas visualizadas. ....	98
Figura 5-35 - Diâmetro médio das bolhas visualizadas. ....	98
Figura 5-36 - Proposta de mapeamento com resultados de escoamento bifásico. ....	99
Figura 5-37 - X bifásico em função das propriedades do líquido e da fração de vazio. ....	101

Figura 5-38 – X bifásico em função das propriedades do líquido, da fração de vazio e da força centrípeta .....	102
Figura 5-39 – Desvio dos resultados da correlação quando comparados aos dados experimentais .....	103
Figura A-1 - Sentido das velocidades no impelidor. ....	128
Figura A-2 – Triângulo de velocidades .....	129
Figura B-1 - Mapa adimensional - Exemplo de sobreposição (Solano, 2009).....	128
Figura B-2 – Primeiro ponto obtido .....	129
Figura B-3 – Segundo ponto obtido .....	129
Figura B-4 – Comportamento linear resultante para as quatro rotações ensaiadas .....	130
Figura B-5 – Comportamento linear variando a viscosidade para 612 rpm.....	130
Figura B-6 – Comportamento observado da variação da viscosidade para duas rotações distintas .....	131
Figura B-7 - Comportamento observado da variação da viscosidade para três rotações distintas .....	131
Figura B-8 - Comportamento observado da variação da viscosidade para as quatro rotações analisadas.....	131
Figura B-9 – Dados obtidos para todas as velocidades específicas ensaiadas .....	132
Figura B-10 – Comportamento da variável X .....	133
Figura AA-1 – Vista superior do aparato experimental .....	132
Figura AA-2 – Vista lateral mostrando o aquecedor elétrico à esquerda, o aquário em acrílico e a bomba teste.....	133
Figura AA-3 – Medidor de vazão de líquido e o aquecedor elétrico .....	133

## LISTA DE TABELAS

Tabela 3-1 – Comparação entre as variáveis obtidas através de análise dimensional e as propostas por Solano.....	43
Tabela 4-1 – Principais equipamentos utilizados para a montagem da bancada experimental.....	55
Tabela 4-2 – Itens do sistema de aquisição de dados .....	65
Tabela 4-3 - Variáveis medidas no sistema de aquisição de dados .....	66
Tabela 4-4 - Variáveis inseridas manualmente no LabVIEW .....	66
Tabela 4-5 - Parâmetros calculados no LabVIEW. ....	67
Tabela 5-1 - Dados obtidos.....	92
Tabela 5-2 – Comparação da variável $X$ bifásica e monofásica .....	100
Tabela B-1 – Comparação da variável $X$ bifásica e monofásica .....	127
Tabela B-2 – Dados correspondentes ao primeiro ponto de teste. ....	128
Tabela B-3 - Dados correspondentes ao segundo ponto de teste. ....	129
Tabela B-4 – Dados correspondentes aos pontos da figura B-5.....	130
Tabela B-5 – Análise da influência da rotação em $\Psi$ e $\Phi$ para a bomba trabalhando com água	134

## LISTA DE NOMENCLATURAS

SIGLAS		UNIDADES
<b>Letras Latinas</b>		
g	Gravidade	[m/s <sup>2</sup> ]
d <sub>b</sub>	Diâmetro de bolha	[m]
d <sub>crit</sub>	Diâmetro crítico de bolha	[m]
D	Diâmetro da bomba	[m]
H	Altura de elevação ou head	[m]
h	Altura do canal do rotor	[m]
k(L/D)	Função que inclui todos os comprimentos, áreas e razões entre áreas	[-]
N	Rotação da bomba	[rpm]
N <sub>s</sub>	Velocidade específica	[-]
q	Vazão volumétrica total	[m <sup>3</sup> /s]
q <sub>l</sub>	Vazão volumétrica de líquido	[m <sup>3</sup> /s]
q <sub>g</sub>	Vazão volumétrica de gás	[m <sup>3</sup> /s]
Peixo	Potência de eixo	[W]
Phidr	Potência hidráulica	[W]
Pe	Pressão manométrica de entrada da bomba	[Pa]
Ps	Pressão manométrica de saída da bomba	[Pa]
Teixo	Torque	[N.m]
T	Temperatura do fluido	[°C]
X	Número de Reynolds normalizado ou número de Reynolds de rotação	[-]

## Letras gregas

$\omega$	Velocidade angular	[rad/s]
$\eta$	Eficiência	[-]
$\lambda$	Fração de vazio sem escorregamento	[-]
$\rho_g$	Massa específica do gás	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_l$	Massa específica do líquido	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_m$	Massa específica da mistura	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\Delta$	Varição	[-]
$\mu_g$	Viscosidade dinâmica do gás	[Pa.s]
$\mu_l$	Viscosidade dinâmica do líquido	[Pa.s]
$\mu_m$	Viscosidade dinâmica da mistura	[Pa.s]
$\nu$	Viscosidade cinemática	[cSt]
$\Psi$	Altura de elevação específica	[-]
$\Phi$	Capacidade específica ou vazão específica	[-]
$\sigma$	Tensão superficial	[N/m]

## Abreviações

<b>AGH</b>	<i>Advanced Gas Handler</i> (manuseador de gás)
<b>BCS</b>	Bomba centrífuga submersa ou bombeio centrífugo submerso
<b>BEP</b>	<i>Best efficiency point</i> (ponto de melhor eficiência)
<b>BHP</b>	<i>Brake Horsepower</i> (potência de eixo)
<b>FGL</b>	Fração de gás livre
<b>HI</b>	<i>Hydraulic Institute</i>
<b>LFE</b>	<i>Laminar flow element</i> (elemento laminador de fluxo)
<b>VLR</b>	<i>Vapor Liquid Ratio</i> (razão vapor-líquido)

# 1. INTRODUÇÃO

Elevação artificial é a área da engenharia de petróleo relacionada ao uso de tecnologias para promover um aumento, estabilização ou mesmo iniciar a produção de óleo ou gás, utilizando para isto uma fonte externa que ajude a pressão no fundo do poço a vencer as perdas de carga do sistema.

O bombeio centrífugo submerso (BCS) é o segundo método de elevação mais utilizado no mundo. Neste tipo de bombeio, a energia é fornecida ao fluido sob a forma de pressão, elevando-o para a superfície. Para isto, a energia é transmitida através de um cabo elétrico da superfície até o motor de indução, onde se transforma de energia elétrica em mecânica. O motor gira o eixo acoplado aos múltiplos estágios da bomba, os quais convertem a energia mecânica em hidráulica.

Cada estágio de uma bomba centrífuga é constituído de duas partes básicas conforme destacadas na Figura 1-1: o impelidor, que gira em rotação elevada resultando em uma alta velocidade de saída do fluido através da aleta, e o difusor, que desacelera o fluido e força seu retorno ao centro da bomba resultando, devido ao princípio de conservação da energia, na transformação de energia cinética em potencial.

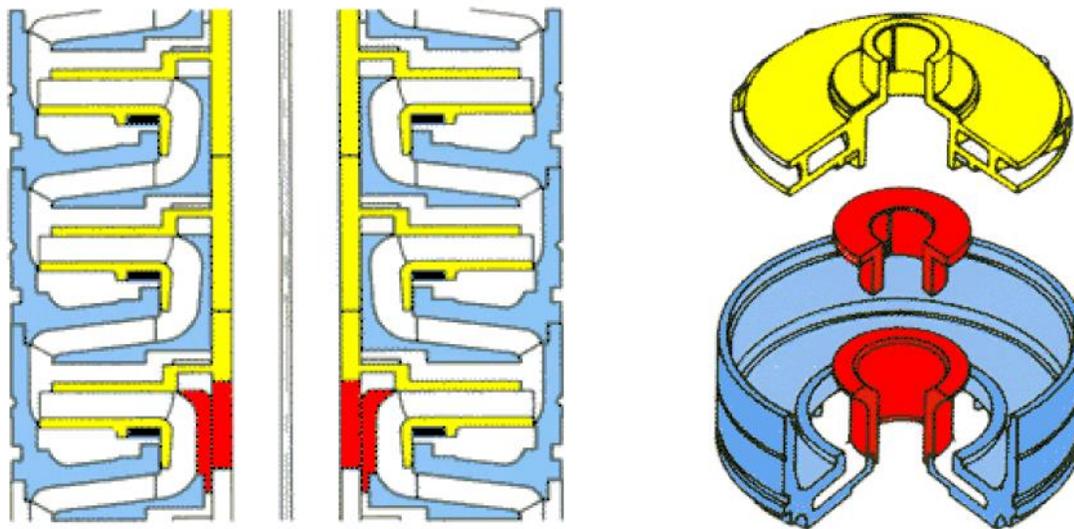
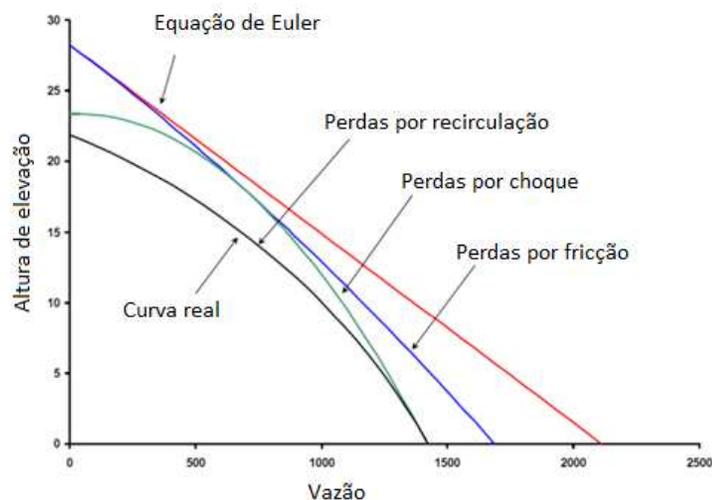


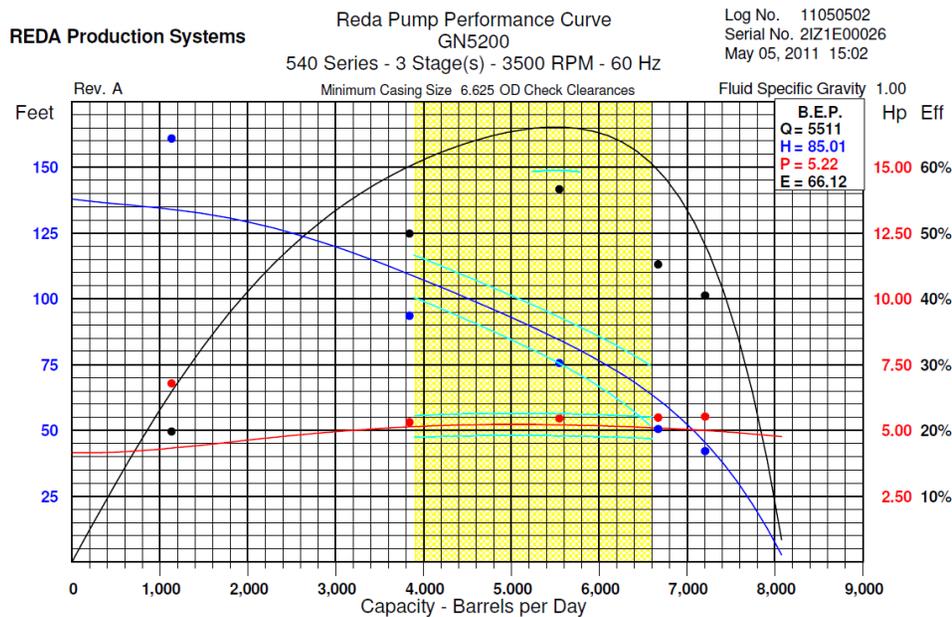
Figura 1-1 – Impelidores e difusores de uma bomba centrífuga (Prado, 2007).

O desempenho deste método é resultado da dinâmica de fluidos no impelidor e difusor da bomba sendo influenciado, portanto, por diversos fatores, entre os quais se destacam as propriedades do fluido, como densidade e viscosidade, a rotação da bomba e a geometria do canal de fluxo. Não é possível, entretanto, determinar o desempenho da bomba baseando-se nestas propriedades. São adotadas simplificações considerando a velocidade do escoamento média e uma análise vetorial na entrada e saída do conjunto, obtendo-se uma relação entre a altura de elevação e vazão conhecida como equação de Euler. O escoamento no interior de uma bomba, contudo, não segue o comportamento linear idealizado da equação de Euler. A Figura 1-2 apresenta as principais perdas hidráulicas existentes, destacando-se as perdas por choque, ligadas às variações da magnitude e direção do escoamento, as recirculações e vazamentos de fluidos entre as zonas de alta e baixa pressão, e as perdas por fricção, causadas pela dissipação viscosa nos canais do rotor e difusor – e no caso da presença de gás, pela contínua segregação dos fluidos existente. Até o momento não existe um modelo capaz de prever essas perdas, existindo a dependência, portanto, de dados experimentais.



**Figura 1-2–Principais perdas hidráulicas existentes do escoamento no interior da bomba (Prado, 2007).**

A Figura 1-3 apresenta um exemplo dos dados obtidos experimentalmente pelo fabricante, onde a altura de elevação e potência são medidas e a eficiência calculada. Ela é válida somente para o modelo testado, na rotação especificada e para água ou fluidos pouco viscosos.



**Figura 1-3 – Exemplos de curvas de altura de elevação, potência e eficiência fornecidas pelo fabricante (Schlumberger REDA).**

O bombeio de fluidos viscosos resulta em uma redução da altura de elevação em função do aumento das perdas por fricção e também no aumento da potência requerida pela bomba. Existem na literatura diversas correlações para a correção destes parâmetros, como os ábacos propostos pelo *Hydraulic Institute* (1955), Stepanoff (1940-1957) e Paciga (1967), entre outros. Apesar das cartas propostas pelo *Hydraulic Institute* serem muito utilizadas na indústria, existem questionamentos com relação à limitação da faixa de viscosidades do fluido e rotações testadas, fato bastante discutido na literatura onde é observada a importância da obtenção de dados experimentais:

- “É impossível estabelecer a performance de uma bomba trabalhando com fluidos viscosos somente por deduções teóricas..” – Stepanoff;

- “Devido às simplicidades dessas equações (*Hydraulic Institute*) elas nunca serão capazes de fornecer resultados exatos podendo levar a conclusões erradas..” – *Hampkins, C.P., Jeske, H.O., Hergt, P.H., 1987, Prediction of viscosity in centrifugal pumps by consideration of individual losses;*

- “Grandes discrepâncias entre a realidade e o cálculo a partir das curvas do *Hydraulic Institute* têm sido observados na prática...” – *Gulich, J. F., 1999, Pumping highly viscous fluid with centrifugal pumps.*

Além da influência da viscosidade, o gás livre e o gás liberado na descompressão que ocorre no escoamento na linha à montante da bomba resultam na ocorrência de escoamento bifásico no interior do equipamento, também contribuindo para a deterioração do seu desempenho. Para elevadas frações de gás livre, pode ocorrer desde uma flutuação na pressão – fenômeno conhecido como *surging* – até um bloqueio de gás na sucção, onde não há produção do poço devido à impossibilidade de geração de altura de elevação, resultando em prejuízos econômicos.

Diversos estudos experimentais e mecanicistas têm sido realizados para entender o comportamento do escoamento sob a influência de gás, porém tal fenômeno associado a óleos viscosos ainda é escasso na literatura. Como os fenômenos existentes ainda não são bem conhecidos neste caso, e os modelos teóricos são de difícil desenvolvimento devido à complexidade do escoamento, estudos experimentais são requeridos.

Os primeiros estudos de escoamento bifásico em bombas centrífugas aplicados para a indústria do petróleo originaram-se da indústria nuclear, de onde inclusive alguns simuladores de escoamento multifásico de petróleo migraram – caso, por exemplo, do Olga®, o qual até o momento ainda trabalha com os dados de bombas centrífugas no formato de curvas homólogas, bastante utilizado na indústria nuclear. A motivação dos estudos para indústria nuclear é devida a questões de segurança, onde um dos acidentes mais graves na geração de energia nuclear é o Loss of Coolant Accident. Nesta situação o fluido refrigerante dos reatores pode se transformar em vapor, e a bomba centrífuga de recirculação para refrigeração se torna incapaz de gerar a mesma altura de elevação do que durante o escoamento monofásico. Existem, contudo, grandes restrições para aplicar estes estudos na indústria no petróleo: as bombas utilizadas na indústria nuclear são de grande diâmetro, axiais e de apenas um estágio, diferentemente das utilizadas em poços de petróleo que são de pequeno diâmetro, radiais e de múltiplos estágios.

Novos estudos identificaram que para baixas frações de gás o escoamento bifásico não se difere muito do monofásico, tratando o escoamento no rotor no padrão bolhas dispersas. Estes modelos não levam em consideração a degradação da altura de elevação, sendo de aplicação muito limitada demandando, portanto, o desenvolvimento de ferramentas mais adequadas para avaliação do desempenho da bomba. O avanço da pesquisa na área identificou a formação de uma bolha estacionária na entrada do rotor, onde seu comprimento aumenta com o incremento da fração de vazio, determinando a limitação do campo operacional eficiente da BCS. Esta bolha alongada pode

ocupar a maior parte do canal formado pelas aletas do impelidor e causar desde o fenômeno de *surging*, característica não observada no escoamento monofásico, até o bloqueio de gás.

A formação ou não da bolha estacionária é dependente do resultado das forças atuantes sobre uma bolha de gás presente no impelidor, destacando-se a força de arrasto e o gradiente de pressão resultante da força centrífuga. A força de arrasto é resultado do escorregamento entre o líquido e o gás com direção à saída do impelidor. A força centrífuga é resultado do campo rotacional do líquido, sendo relacionada à velocidade, distância ao centro e diferença de densidade dos fluidos. O gradiente de pressão age na bolha de uma forma semelhante ao empuxo, forçando a bolha, por ser mais leve que o líquido, ao centro.

A partir do exposto, os objetivos desta dissertação são:

- Construir um aparato experimental em laboratório que permita associar a ocorrência da degradação do desempenho da bomba às variáveis do escoamento de entrada. O duto imediatamente a montante da bomba será transparente a fim de possibilitar a visualização do escoamento na entrada desta. Por se tratar de uma combinação de fluido altamente viscoso e presença de gás juntamente com uma bomba teste de rotor radial, espera-se uma degradação severa de seu desempenho.

- Avaliar a proposta de Solano (2009) de mapeamento do comportamento monofásico de uma bomba centrífuga trabalhando com fluido viscoso. Conforme pode ser verificado através da revisão bibliográfica, esta proposta se trata entre as mais recentes publicadas demandando, portanto, a realização de mais experimentos que comprovem sua aplicabilidade.

- Avançar nos estudos realizados por Solano (2009) e verificar a existência de alguma correlação algébrica que permita relacionar as variáveis propostas.

- Avaliar o comportamento da bomba através de uma análise de sensibilidade em função dos fenômenos combinados da alta viscosidade e presença de gás.

- Será analisada a influência das variáveis do escoamento na entrada do conjunto que impactam seu desempenho, onde os critérios de seleção serão apresentados no Cap. 3.

O Capítulo 2 apresenta a revisão da literatura sobre os estudos relevantes na área de bombeamento centrífugo na presença de gás e de fluidos viscosos. O Capítulo 3 irá apresentar os fundamentos teóricos sobre os estudos a serem realizados. O Capítulo 4 irá apresentar a descrição

do aparato experimental construído e os procedimentos dos ensaios, os quais foram definidos a partir das observações apresentadas no capítulo anterior. O Capítulo 5 apresenta os resultados obtidos e o Capítulo 6 as conclusões e recomendações gerais.

## 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Devido ao escoamento de gás e de fluidos viscosos historicamente resultarem em linhas de estudos separadas, este capítulo será dividido em duas seções. A primeira irá apresentar os estudos referentes à presença de escoamento bifásico em uma bomba centrífuga, enquanto a segunda parte irá abordar a influência da viscosidade. O Apêndice A apresenta a teoria fundamental sobre bombas centrífugas.

### Escoamento bifásico

*Minemura & Murakami, 1974*

Este estudo foi pioneiro na análise da influência das bolhas no funcionamento de uma bomba centrífuga. Para investigar o fenômeno, uma bomba com carcaça transparente foi construída, o que possibilitou observar o padrão de escoamento, movimento e diâmetro das bolhas nos canais dos impelidores.

Segundo os autores, a queda no incremento de pressão da bomba se deve a uma mudança do padrão de escoamento nos impelidores. Para baixas frações de gás e altas velocidades, as bolhas existentes nos impelidores escoam uniformemente distribuídas, movendo-se próxima ao lado de pressão das aletas. Aumentando a fração de gás, ocorre uma alteração no padrão de escoamento, onde os autores atribuem à existência de um incremento negativo de pressão no lado de sucção da aleta, acumulando gás neste ponto. Este acúmulo diminui a área de passagem do líquido, aumentando sua velocidade e uma redução na degradação da altura de elevação.

O incremento da fração de gás a partir do ponto anterior resulta em uma oscilação na pressão da bomba. Neste caso, verificou-se que o acúmulo de gás se estende desde a entrada até a saída dos impelidores, onde a bomba perde quase toda sua capacidade de elevação e seu incremento de pressão reduz bruscamente. No entanto, esta queda na pressão reduz a quantidade de vazão

existente, fazendo a bomba retornar ao funcionamento e novamente acumular gás. Este ciclo se mantém continuamente.

A partir desta instabilidade, o acréscimo na fração de gás reduz o espaço vazio e a bomba retorna ao funcionamento de maneira estável e com um aumento na altura de elevação, porém muito pequeno. Um novo aumento na vazão de gás resultou em um rápido crescimento da fração de vazio, a qual bloqueou a entrada dos impelidores e fez a bomba perder atividade.

Além do comportamento descrito, os autores identificaram os seguintes fatos, os quais foram analisados em maiores detalhes nos estudos posteriores:

- A quantidade de gás admissível pela bomba aumenta com o incremento da rotação, associando este fato à quebra das bolhas devido à alta velocidade do impelidor;

- O diâmetro das bolhas existentes na entrada do impelidor é diretamente proporcional à quantidade de gás injetado;

- O comportamento da bomba independe do ponto de injeção de gás e do diâmetro das bolhas na entrada. Esta questão – diâmetro das bolhas na entrada – entrará em contradição com os estudos de Gamboa (2008) e Trevisan (2009), que serão descritos posteriormente.

#### *Lea & Bearden, 1980*

Lea & Bearden fizeram o primeiro estudo experimental utilizando bombas centrífugas submersas da indústria de petróleo. Eles investigaram o impacto do gás livre em duas bancadas distintas sob condições diferentes, onde uma utiliza ar e água e a outra diesel e CO<sub>2</sub>, e também utilizando bombas com estágios radiais e mistos.

Os testes com ar e água foram realizados em uma bomba Centrilift I-42 de cinco estágios, onde buscaram medir o desempenho da bomba para diversas frações crescentes de gás livre até a ocorrência do gas lock. Para baixas vazões de gás, a curva bifásica é muito próxima à monofásica. O incremento da fração de gás resulta em um afastamento crescente da curva, onde a partir de 7% existe uma grande divergência. Para uma fração de gás igual a 11% a bomba apresentou grande oscilação de pressão, onde um novo aumento da injeção de gás até 17% resultou em um incremento nulo de pressão.

O outro experimento realizado utilizou diesel e CO<sub>2</sub> como fluidos de trabalho, escolhidos por terem efeito de solubilidade do gás semelhante ao petróleo. Os testes foram realizados para as bombas radiais Centrilift I-42B e C-72 e em uma mista modelo K-70. Além disto, diferentemente do outro estudo, foi realizada uma análise de sensibilidade em relação à pressão a montante. As principais conclusões obtidas deste estudo foram:

- Impelidores mistos possuem desempenho superior aos radiais para escoamento bifásico;
- O desempenho de uma bomba é função tanto da fração de gás livre quanto da pressão à montante. O aumento da pressão resultou em uma redução da degradação da altura de elevação.
- Demonstraram a existência de *surging* para vazões menores que o ponto de melhor eficiência.

*Turpin, 1986*

Utilizando os dados gerados por Lea & Bearden (1980), Turpin propôs uma correlação para cálculo da altura de elevação da bomba em função da pressão na entrada, vazão de líquido e razão vapor-líquido (VLR – Vapor Liquid Ratio).

A razão vapor-líquido é a relação do gás livre para o volume de líquido, ambos em condições in situ (Equação 2-1):

$$VLR = \frac{q_g}{q_l} \quad 2-1$$

onde  $q_g$  e  $q_l$  são as vazões de gás e líquido, respectivamente. A equação também pode ser representada em função da fração de gás sem escorregamento ( $\lambda$ ) (Equação 2-2):

$$VLR = \frac{\lambda}{1 - \lambda} \quad 2-2$$

Turpin considerou que a relação entre a altura de elevação monofásica e bifásica da bomba depende das três variáveis citadas anteriormente, representada pela equação 2-3:

$$\frac{H^{TP}}{H^{SP}} = \psi[VLR, P_e, q_l] \quad 2-3$$

onde  $\psi$  representa uma função,  $H^{TP}$  a altura de elevação bifásica,  $H^{SP}$  a altura de elevação monofásica e  $P_e$  a pressão na admissão. Para os dados disponíveis do estudo de Lea & Bearden (1980), o autor encontrou a seguinte relação (Equação 2-4):

$$\frac{H^{TP}}{H^{SP}} = e^{-a(VLR)} \quad 2-4$$

O valor de  $a$  é apresentado a seguir, sendo  $P_e$  dado em psi (Equação 2-5):

$$a = \frac{346430 * VLR}{P_e^2} - \frac{410}{P_e} \quad 2-5$$

O autor também apresentou uma correlação para definir se a bomba está em uma região de comportamento aceitável ou não. Foi definida a variável  $\Phi$ , representada pela equação 2-6, onde valores maiores do que 1 significa desempenho aceitável.

$$\Phi = 2000 \left( \frac{VLR}{3P_e} \right) \quad 2-6$$

Surpreendentemente, Turpin encontrou a mesma correlação para os dois modelos de bomba testados, sendo uma radial e outra mista, com geometrias e curvas de eficiência diferentes.

*Dunbar, 1989*

Dunbar apresentou uma correlação na forma gráfica, denominada “Dunbar Curve”, para determinar as condições na admissão da bomba na qual o modelo homogêneo pode ser utilizado.

Neste modelo, o gás não causa degradação na altura de elevação da bomba e as propriedades do fluido são baseadas em uma média relativa das quantidades de gás e líquido, não existindo escorregamento entre as fases. O incremento de pressão da bomba é dado, portanto, pelas seguintes relações (Equações 2-7 e 2-8):

$$H_{TP}\{q_l, q_g\} = H_{SP}\{q\} \quad 2-7$$

(não há degradação da altura de elevação)

$$\Delta P_{TP}\{q_l, q_g\} = \Delta P_{SP}\{q_l + q_g\} - H_{SP}\{q\}\lambda(\rho_l - \rho_g)g \quad 2-8$$

onde  $H_{TP}$  representa a altura de elevação bifásica,  $H_{SP}$  a altura de elevação monofásica,  $\Delta P_{TP}$  o diferencial de pressão bifásico,  $\Delta P_{SP}$  o diferencial de pressão monofásico,  $\lambda$  a fração de vazio sem escorregamento e  $q=q_l+q_g$ .

A Figura 2-1 apresenta a correlação proposta. A região acima da curva representa a região na qual o modelo homogêneo pode ser utilizado. Na região abaixo o modelo homogêneo não deve ser utilizado, devendo-se considerar a degradação da altura de elevação.

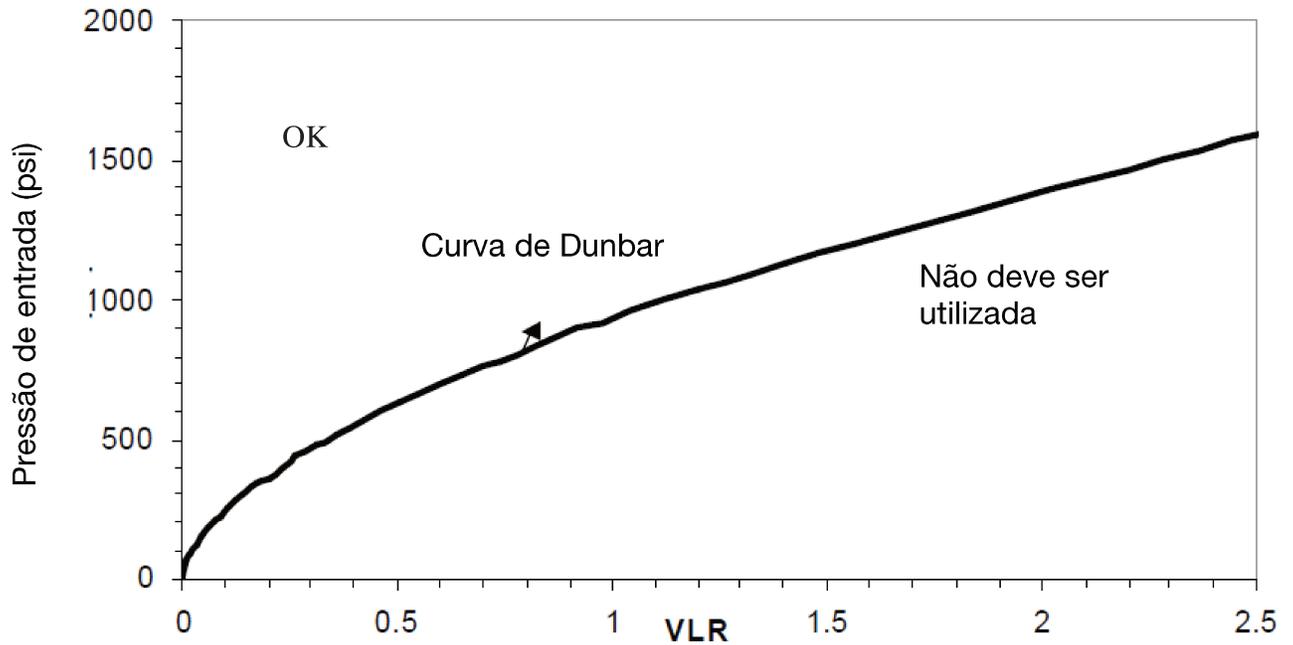


Figura 2-1 – Curva de Dunbar (Dunbar, 1989).

Para este cálculo da degradação, Dunbar propôs uma correlação utilizando duas variáveis auxiliares:  $VLR_{ALIM}$ , que é o valor da razão vapor-líquido na curva de Dunbar para a qual não existe degradação da altura de elevação, e  $VLR_{BLIM}$ , que é o valor máximo da razão vapor-líquido na pressão de admissão na qual a bomba não gera altura de elevação – ou seja, bloqueio de gás. A altura de elevação bifásica é calculada através da equação 2-9:

$$H_{TP}\{q_l, \lambda\} = \frac{VLR - VLR_{BLIM}}{VLR_{ALIM} - VLR_{BLIM}} H_{SP}\{q\} \quad 2-9$$

O autor não apresenta fundamentação teórica nem dados experimentais em seu estudo, nem propõe algum modelo para calcular  $VLR_{BLIM}$ .

Cirilo, 1998

Cirilo analisou o comportamento da bomba trabalhando sob escoamento bifásico, verificando o impacto da fração de gás, pressão na entrada, geometria e rotação em três modelos de bombas – duas mistas e uma radial. Os testes foram realizados para pressões até 500 psig na entrada, vazões até 10.000 bpd e frequências entre 45 e 65 Hz.

O autor verificou a existência da degradação da altura de elevação em função do gás, e que este fato se agrava para baixas vazões de líquido, onde foi atingida a mudança de inclinação da curva – a altura de elevação aumenta com o aumento da vazão de líquido – e o escoamento se torna instável, identificando o fenômeno de *surging*.

Outro ponto analisado por Cirilo é a melhora do manuseio da bomba ao gás com o aumento da pressão na entrada. Com relação à frequência, o autor não encontrou mudança significativa do comportamento da bomba em função da sua variação, conforme apresentado na Figura 2-2:

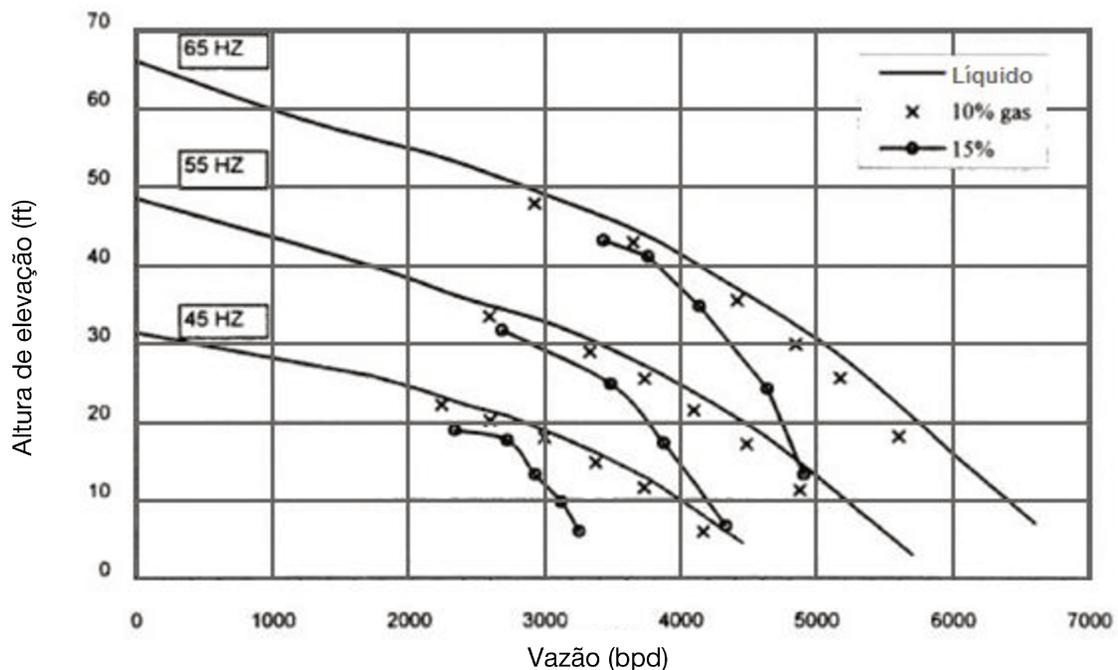


Figura 2-2 – Sensibilidade da altura de elevação da bomba para três diferentes rotações (Cirilo, 1998).

Além dos fatos descritos, este estudo também chegou às seguintes conclusões:

- O desempenho médio da bomba melhora com o aumento do número de estágios;
- As bombas axiais suportaram maiores frações de gás comparadas à bomba radial;
- Foi proposta uma correlação simples da fração de gás máxima in situ tolerada pela bomba em função da pressão na entrada:  $\alpha=0,187xPe^{0,4342}$ . Segundo o autor, a correlação não depende da rotação ou número de estágios da bomba, e é válida para frações de gás abaixo de 15%.

#### *Romero, 1999*

Romero continuou o trabalho de Cirilo, desta vez analisando o comportamento da bomba utilizando um manuseador de gás (AGH – Advanced Gas Handler). Foi utilizada a mesma bomba mista– Reda GN4000 – com o AGH, o qual é um impelidor com uma abertura adicional que permite a recirculação dos fluidos. Quando o líquido pressurizado passa por esta abertura, ele encontra-se e colide com os fluidos vindos da entrada do impelidor, gerando uma turbulência que favorece a quebra de bolhas e conseqüentemente a formação de um escoamento mais homogêneo. A autora verificou que a fração de gás máxima tolerada pela bomba, pelo AGH e os dois em conjunto depende fortemente da pressão na entrada.

#### *Pessoa, 2000*

Pessoa estudou a variação de pressão em cada estágio da bomba centrífuga, diferentemente dos estudos anteriores onde eram observadas somente as pressões de entrada e saída de todo o conjunto. Para isto, modificou uma bomba modelo GC 1600 de 22 estágios instalando sensores de pressão nos difusores e mediu o incremento de pressão para diversas vazões de gás e líquido.

Os resultados mostraram um baixo desempenho do primeiro estágio, algumas vezes até dissipando pressão. Concluiu-se que possivelmente o primeiro estágio realiza uma homogeneização das mistura, e os estágios seguintes, onde o desempenho progressivamente melhora, são responsáveis por fornecer de fato pressão à mistura.

*Estevam, 2002*

Estevam construiu o primeiro protótipo para visualização baseado em uma bomba centrífuga submersa. Avaliando experimentalmente o desempenho de um modelo radial convencional de dois estágios, operando com água e frações variadas de gás na sucção, Estevam apresentou uma correlação que representa a deterioração do desempenho da bomba em função do gás, obtida a partir da formulação diferencial unidimensional das equações da conservação da massa e da quantidade de movimento angular.

Pelo exposto, o tamanho da bolha que o escoamento transporta até a entrada da bomba impacta o desempenho desta, pois impõe um padrão de escoamento para a mistura bifásica na região da entrada do rotor. Estes padrões seriam:

- bolhas dispersas: este padrão tende a ocorrer quando as bolhas têm um diâmetro médio inferior a um valor crítico e são transportadas através do rotor sem coalescência. Neste caso, a força de arrasto superaria a soma da força de campo centrífugo mais a força associada ao gradiente de pressão;

- bolha alongada: ocorre quando uma parcela das bolhas dispersas chega até a entrada do primeiro rotor com um diâmetro superior ao crítico e a força de campo centrífugo mais a força associada ao gradiente de pressão superam a força de arrasto, resultando em aumento da fração de vazio local e indução de coalescência. Neste último caso, a coalescência das bolhas de diâmetro superior ao crítico induz a formação de uma bolha alongada que estaciona na entrada do rotor e inicia o processo de deterioração da eficiência da bomba centrífuga.

A Figura 2-3 apresenta uma vista em corte do rotor, mostrando a posição da bolha alongada e a região com escoamento em bolhas dispersas.

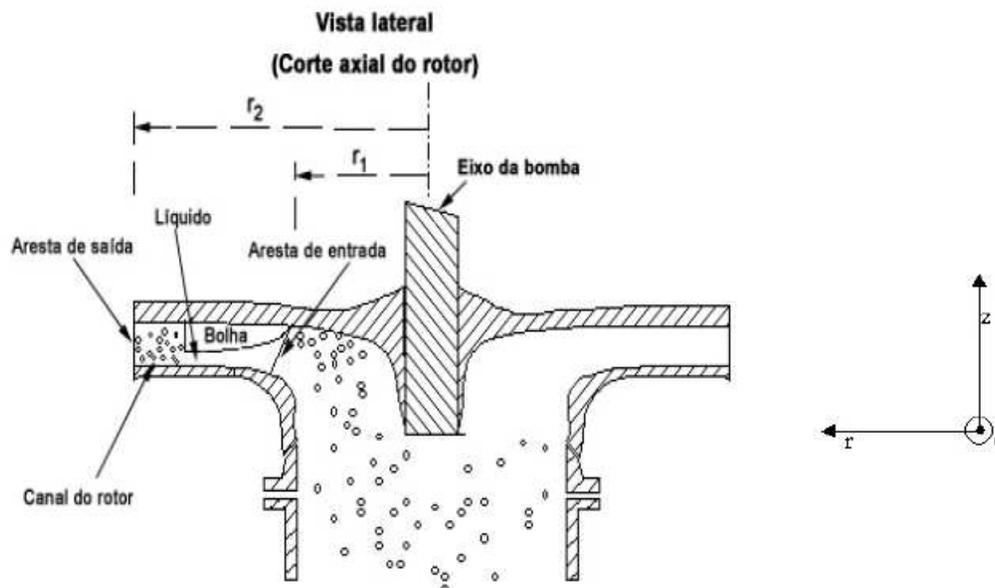


Figura 2-3 – Vista lateral em corte do rotor (Estevam, 2002).

Estes fenômenos precisam ser considerados para criação de um modelo que represente o comportamento da bomba. Segundo o autor:

“A modelagem correta do escoamento requer, então: (1) que se identifique a existência ou não da bolha alongada na entrada do rotor; (2) não existindo a bolha, a modelagem do escoamento deverá considerar que o escoamento no rotor ocorre inteiramente no padrão em bolhas; (3) existindo a bolha alongada, o modelo deve prever seu comprimento para então poder calcular a transferência de energia para um escoamento em bolhas somente na “parte útil” do rotor (dando origem ao fenômeno do *surging*), isto é, da região de remistura até a saída do rotor e daí incorporar o difusor e, finalmente, (4) prever quando a bolha alongada ocupa a maior parte do canal do rotor, dando origem ao fenômeno do bloqueio de gás.”

A partir do desenvolvimento das equações da conservação da massa e da quantidade de movimento, o autor encontrou parâmetros adimensionais representativos destacando-se:

- A fração de residência média do líquido ( $1-\alpha$ ): pondera a presença relativa das fases na formação do campo centrífugo;

- O “coeficiente de arrasto retificado”  $C_{d\tilde{r}}$ : necessário para corrigir as correlações usuais para cálculo do arrasto pela influência do tamanho relativo do meio no qual o escoamento está confinado;

-  $F_{ro}$ : o número de Froude separa o escoamento supercrítico do subcrítico, sendo a razão entre uma velocidade característica e a velocidade de onda gravitacional. Neste caso, este número adimensional é semelhante a um Froude centrífugo;

-  $I_s$ , chamado de Indicador de *surging*, sendo a razão entre a força de arrasto e a força centrífuga, este parâmetro indica a possibilidade de transferência das bolhas no canal do rotor e, conseqüentemente, o padrão de escoamento. É resultado do produto entre  $F_{ro}$  e  $C_{d\tilde{r}}$ . A Figura 2-4 apresenta um exemplo das fronteiras delimitadas pelo indicador de *surging* em função da fração de líquido:

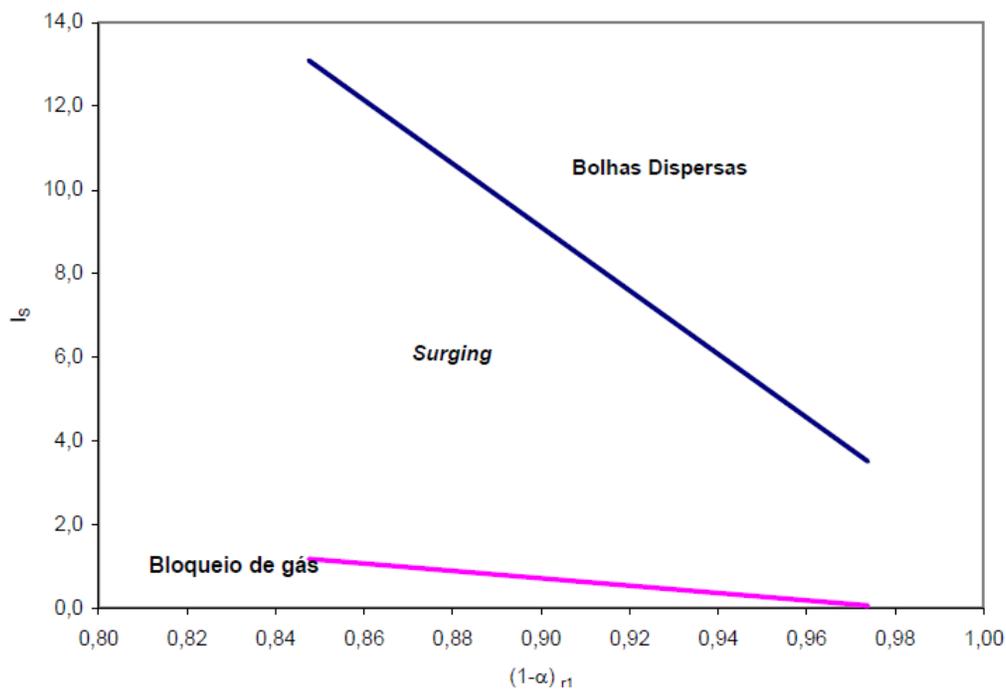


Figura 2-4 – Fronteiras delimitadas pelo  $I_s$  em função da fração de líquido (Estevam, 2002).

A bomba funciona como um ‘filtro de bolhas’, determinando quais bolhas serão transportadas ao difusor ou não, e o parâmetro  $I_s$  mede essa característica. A fronteira entre bolhas dispersas e *surging* é calculada para a entrada do impelidor. Quando a força de arrasto é maior que a centrífuga,

o que implica em um valor de  $I_s$  maior que o calculado, todas as bolhas serão transportadas pelo fluido e teremos um escoamento em bolhas dispersas em todo o canal.

Caso o valor de  $I_s$  for menor que o limite calculado, existe a formação da bolha alongada responsável pelo fenômeno do *surging*. Neste caso, apenas no trecho do canal do rotor com raio maior que a bolha estacionária existirá escoamento em bolha dispersas e transferência de energia para o fluido. A fronteira para bloqueio de gás é calculada baseando-se no comprimento da bolha desde a entrada até aproximadamente 80% do raio externo do rotor.

Sua abordagem foi comparada aos resultados de ensaios realizados por pesquisador independente em outra instituição e usando uma BCS diferente, mostrando boa concordância (Gamboa, J., Estevam, V., Prado, M. e França, F, Flow Patterns in Gas-Liquid Flows in Electrical Submersible Pumping Systems). Deve-se ressaltar que a correlação proposta depende do diâmetro médio da bolha.

*Beltur, 2003*

Beltur continuou o trabalho de Pessoa (2000), utilizando a mesma bomba GC 1600 de 22 estágios com instrumentação em cada difusor. O autor fez uma análise de sensibilidade do comportamento da bomba em relação à pressão de entrada, e tratou a bomba como composta de diversos “pseudo-estágios”, com a finalidade de mostrar como o comportamento médio depende do número de estágios considerados.

Os pontos à esquerda do pico da curva de diferencial de pressão versus vazão sugerem uma transição do escoamento bolhas para slug, como sugerido pelo trabalho de Murakami & Minemura (1974), descrito anteriormente. Verifica-se que o aumento na pressão aumenta o range operacional da bomba, deslocando o  $\Delta P$  máximo para a esquerda.

Beltur comprovou a afirmação de Pessoa (2000) sobre o aumento da eficiência da bomba a cada estágio, onde verificou que os estágios finais apresentam melhor desempenho que os iniciais devido às condições mais favoráveis. Pode-se concluir que a utilização de alguma correlação que se baseia somente no desempenho médio do conjunto pode levar a cálculos incorretos.

Duran, 2004

Duran realizou uma extensão dos trabalhos de Pessoa (2000) e Beltur (2003), no qual fez um mapeamento do comportamento de um estágio da bomba para diversas vazões de gás e pressões na admissão, estabelecendo os limites para transição do regime de escoamento. Foi escolhido para análise o décimo estágio da bomba.

O autor identificou a existência de três regiões: bolhas dispersas, na qual o comportamento da bomba é próximo ao monofásico; uma região de transição, caracterizada por elevada flutuação na pressão; e uma região onde existe a formação de uma bolha alongada na admissão. Nos estudos de Duran, a queda abrupta da altura de elevação marca a fronteira entre os regimes de bolhas e transição. No regime transição, a derivada da pressão em função da vazão se inverte, significando que a redução da vazão resulta em decréscimo da pressão, levando a uma instabilidade. O grau de flutuação da pressão é apresentado na Figura 2-5. As regiões de bolhas dispersas (vazão de líquido > 5200 bpd) e bolha alongada (vazão de líquido < 4200 bpd) apresentam razoável estabilidade. No trecho intermediário, entre 4200 e 5200 bpd, o escoamento é instável com tendência ao padrão de bolha alongada.

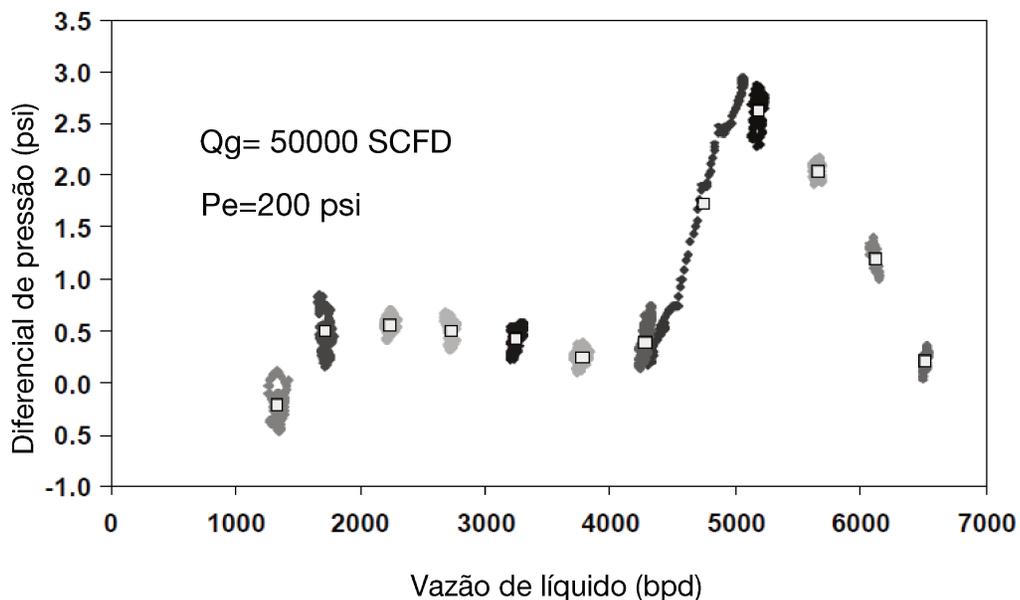


Figura 2-5 – Flutuação de pressão para os regimes bolhas dispersas (>5200 bpd), bolha alongada (<4200 bpd) e transição (vazões entre 4200 e 5200 bpd) (Duran, 2004).

O autor criou uma correlação para o incremento de pressão sob os regimes de bolhas dispersas e bolha alongada, usando como base o modelo de deslizamento. O modelo foi ajustado aos dados experimentais obtidos e apresentou bons resultados comparado ao modelo homogêneo.

Nos estudos de Duran foi encontrado que, para uma vazão volumétrica constante em condições in situ, a pressão na entrada da bomba ( $P_s$  na Figura 2-6) não tem efeito em seu diferencial de pressão:

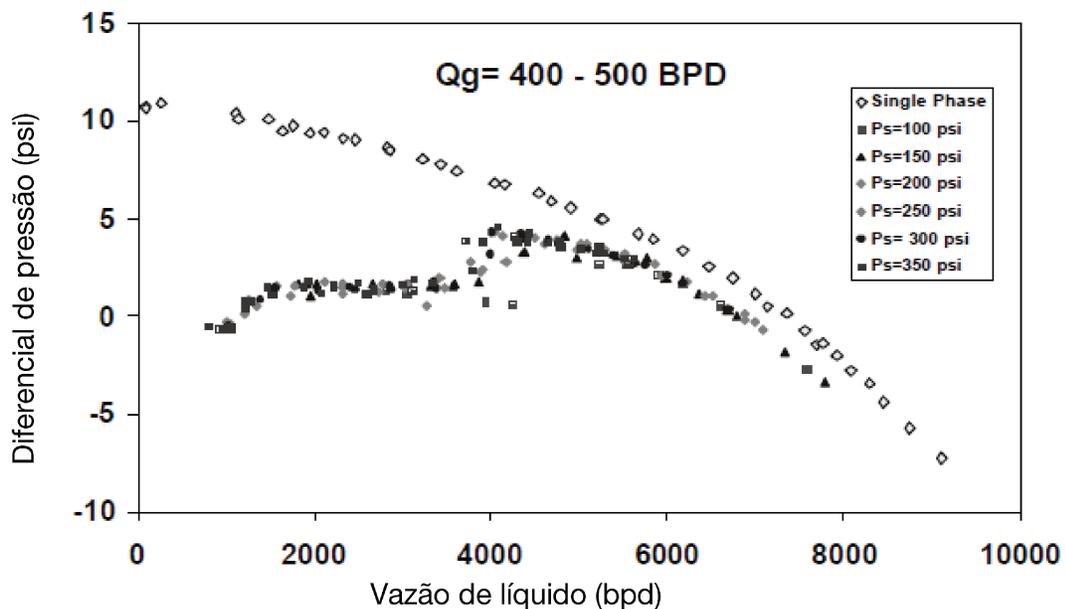


Figura 2-6 – Diferencial de pressão na bomba para diversas pressões na entrada com  $Q_g$  in situ constante (Duran, 2004).

Zapata, 2004

Zapata realizou uma extensão dos trabalhos de Pessoa (2000), Beltur (2003) e Duran (2004), investigando o efeito da rotação no desempenho de bombas centrífugas ao trabalhar com escoamento bifásico. Foi utilizada a mesma bomba do trabalho de Duran, com os dados obtidos através da instrumentação presente no décimo estágio.

Os testes foram realizados a 1190, 1760, 2375, 2940 e 3500 rpm. Conforme a Figura 2-7, os experimentos mostraram que o aumento da rotação aumenta o incremento de pressão fornecido pela bomba e sua capacidade de manusear gás, deslocando o pico para a esquerda e aumentando o range operacional da bomba. Os dados de pressão foram normalizados como uma razão entre a

pressão obtida e a pressão de *shut in* da bomba e, no caso da vazão, como uma razão entre a vazão obtida e a vazão máxima para uma altura de elevação igual a zero.

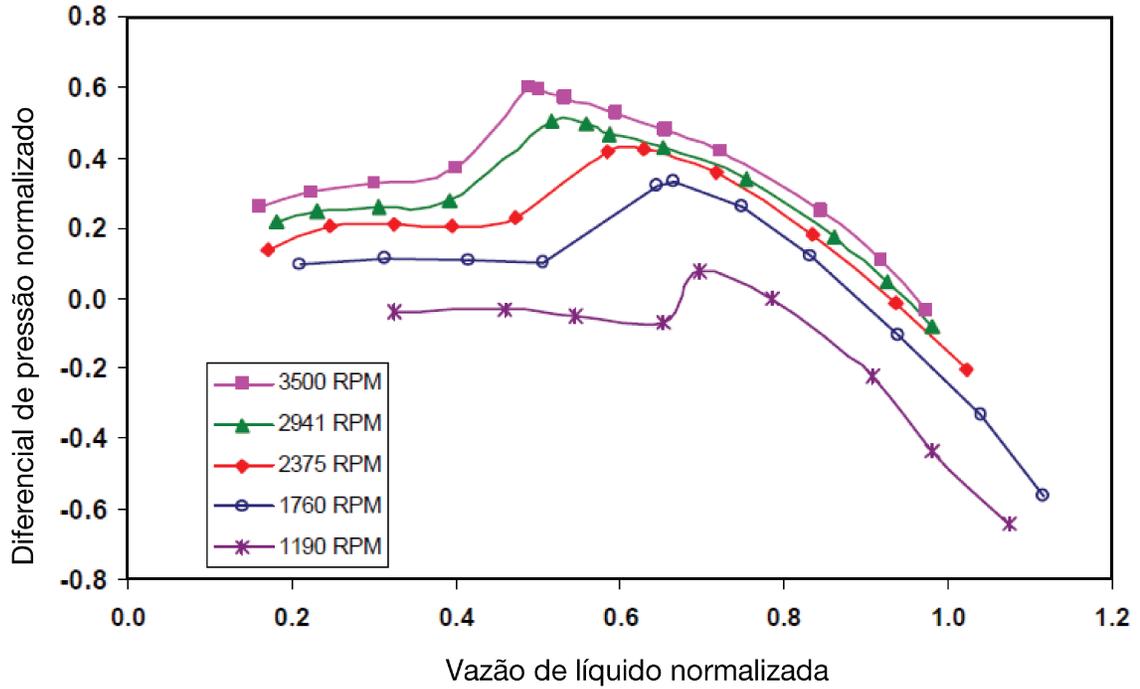


Figura 2-7 – Análise de sensibilidade da bomba em relação à rotação (Zapata, 2004).

A eficiência da bomba é calculada em função da potência de eixo e a efetivamente transmitida ao fluido. A potência transferida ao líquido e ao gás é representada pelas equações 2-10 e 2-11, respectivamente, e a potência de eixo pela equação 2-12:

$$HP_h^l = \Delta P * \frac{144}{60 * 550} * \frac{Q_l * 5,61}{24 * 60} \quad 2-10$$

$$HP_h^{gadiabático} = \frac{144}{60 * 550} * \frac{M_g}{24 * 60} * \frac{10,73 * (T + 460)}{28,97} * \left[ \left( \frac{P_s}{P_e} \right)^{\frac{(K-1)}{K}} - 1 \right] * \frac{K}{K - 1} \quad 2-11$$

$$BHP = \frac{N * Teixo}{63025 * 22} \quad 2-12$$

onde  $\Delta P$  é a pressão média da bomba em psi,  $q_l$  é a vazão de líquido em bpd,  $M_g$  é a vazão mássica de gás em lb/d,  $P_e$  e  $P_s$  são a pressão na entrada e descarga,  $T$  é a temperatura na entrada

em Fahrenheit, K é o coeficiente politrópico igual 1,4, N é a velocidade de rotação em rpm e *Teixo* é o torque no eixo em lbf.pol.

A eficiência é calculada através da equação 2-13:

$$\eta = \frac{HP_h^l + HP_h^g}{BHP} \quad 2-13$$

Ao representar os resultados obtidos em um gráfico, verifica-se que o aumento da vazão de gás desloca o ponto de melhor eficiência para a direita, sendo relacionado ao limite para aparecimento do *surging*, diminuindo o range operacional da bomba, conforme a Figura 2-8.

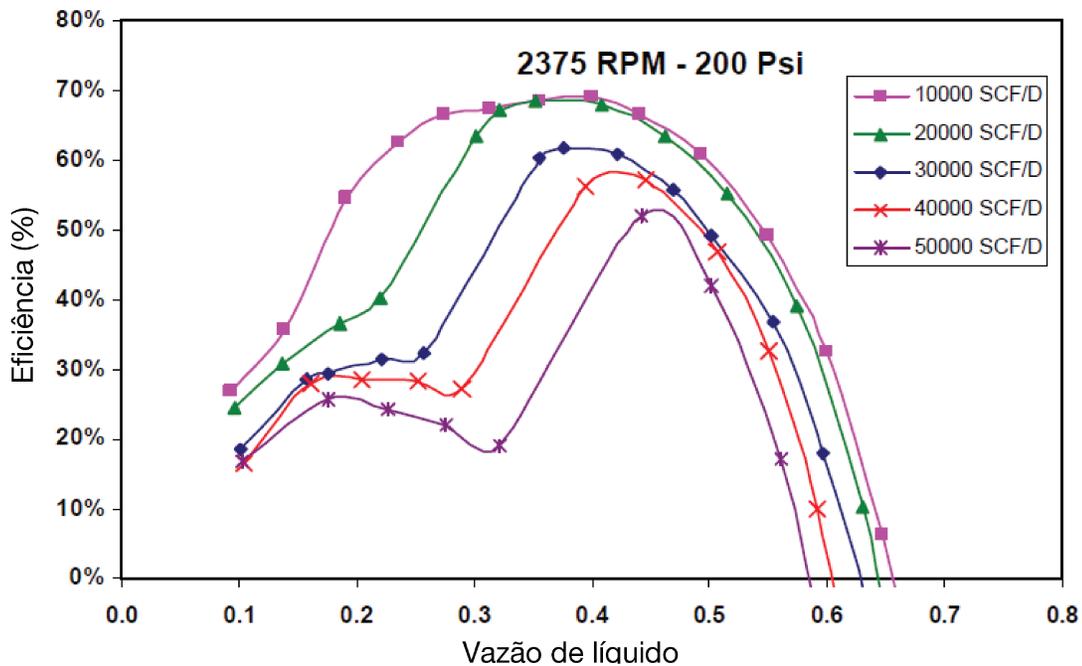


Figura 2-8 - Análise de sensibilidade da bomba em relação à vazão de gás (Zapata, 2004).

Zapata também desenvolveu uma correlação para predição do incremento de pressão da bomba nos casos de bolhas dispersas e alongada, considerando desta vez o efeito da rotação. De forma semelhante a Duran, realizou uma regressão do modelo aos dados experimentais obtidos e obteve bons resultados ao compará-lo com o modelo homogêneo.

Barrios analisou a dinâmica do escoamento no interior de uma bomba centrífuga, onde construiu um protótipo para permitir a visualização do escoamento no impelidor e instalou um equipamento de filmagem para capturar imagens em alta frequência. Foram analisados os padrões de escoamento, comportamento das bolhas e condições operacionais para aparecimento do *surging*.

Os estudos foram baseados em dois tipos de testes: o de avaliação do desempenho e o de *surging*, onde ambos foram realizados nas frequências de 600, 900, 1200 e 1500 rpm. Nos testes de desempenho, a curva da bomba se afastou do comportamento monofásico com o aumento do hold up de gás sem escorregamento, como esperado. Foi verificado que a rotação exerce grande influência no comportamento da bomba conforme pode ser visto na Figura 2-9, mostrando que o aumento da rotação melhora o manuseio da bomba para maiores frações de gás. Da mesma maneira, os estudos de *surging* mostraram que, com exceção de casos particulares para vazões baixas de líquidos, rotações mais altas também melhoram o manuseio da bomba ao gás.

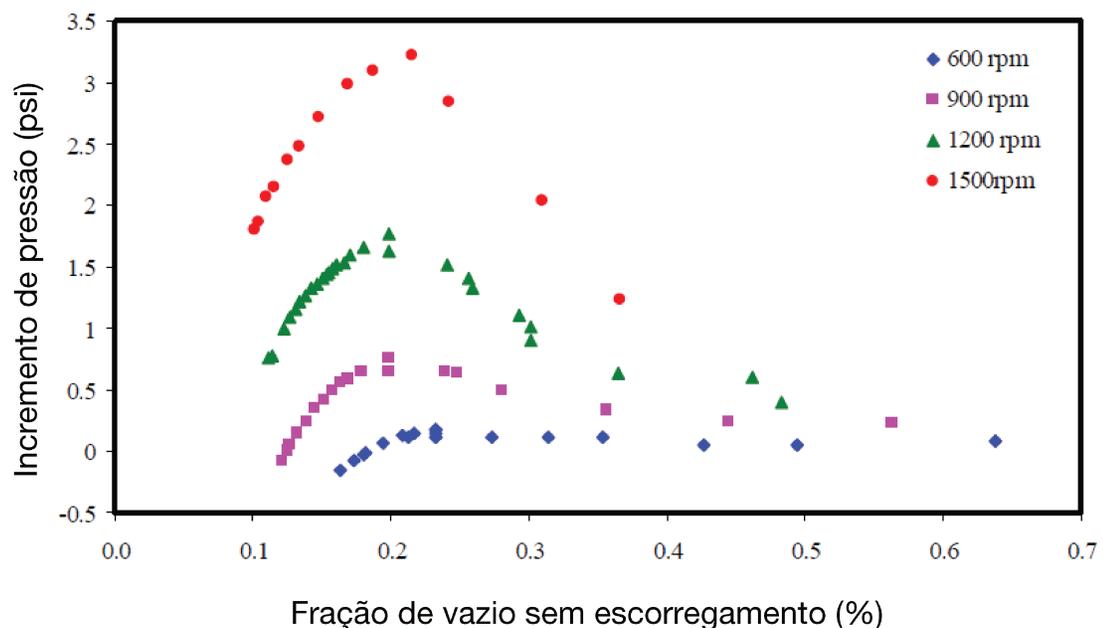


Figura 2-9 – Diferencial de pressão da bomba para diversas frações de gás e rotações (Barrios, 2007).

Ambos os testes foram filmados e fotografados, onde é possível visualizar as recirculações e trajetórias das bolhas. A Figura 2-10 apresenta os resultados para o teste de desempenho feito a 600 rpm, no qual a vazão de líquido é gradualmente reduzida e conseqüentemente a fração de gás

sem escorregamento aumenta. Os pontos FS1 até FS8 se referem a cada mudança no regime de escoamento observado.

Iniciando a partir das vazões mais altas, os pontos FS1 e FS2 apresentaram recirculação entre as aletas, onde as bolhas inicialmente se direcionam à entrada do canal, desviam o trajeto para o lado de pressão da aleta e seguem para o canal seguinte. No ponto FS3, a existência de bolhas maiores indica a ocorrência de coalescência que aumenta até o ponto FS4, o qual apresenta uma acumulação de bolhas na entrada do canal e também a aproximação da recirculação em direção à entrada. Os pontos FS5 e FS6 apresentaram a formação de uma bolha estacionária na entrada do canal, e a recirculação existente aumentou impedindo que as bolhas novas que vêm da entrada alcancem o lado de pressão da aleta. O ponto FS7 resultou quando a bolha estacionária ocupou 75% da entrada do canal e finalmente o ponto FS8, quando ela alcança a saída do impelidor e resulta no bloqueio de gás. Estes fenômenos ocorreram similarmente para altas rotações, onde as bolhas nestes casos foram menores.

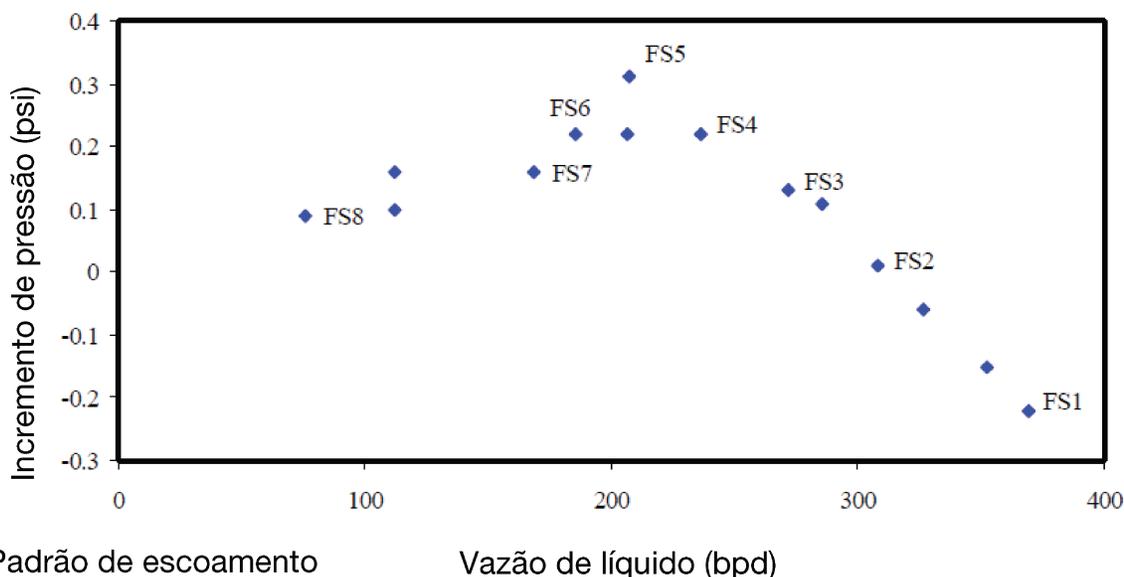


Figura 2-10 – Mudança de padrões encontrados com a variação da vazão de líquido (Barrios, 2007).

Barrios analisou o diâmetro das bolhas existentes na entrada no impelidor e na recirculação. As bolhas da entrada são maiores, fato atribuído por estarem mais próximas favorecendo a coalescência. Na recirculação as forças de quebra são maiores, resultando em bolhas menores. Outro fato é que para baixas vazões a turbulência não é suficiente para agir contra a força

interfacial, permitindo que bolhas suficientemente pequenas acumulem-se com mais facilidade na entrada do canal. Para vazões maiores, somente as bolhas grandes conseguem ficar estacionárias. Foi criada uma correlação para determinar o tamanho da bolha que pode gerar o *surging*, a qual apresentou bons resultados para altas rotações; em baixas rotações o efeito da viscosidade é maior e influencia os resultados do modelo.

A partir das informações experimentais obtidas, a autora criou um modelo mecanicista que descreve a faixa operacional da bomba. Este modelo baseia-se na resultante das forças centrífuga, de arrasto e de pressão, e depende do tamanho da bolha e do coeficiente de arrasto. O tamanho da bolha é função da quantidade de gás injetado, obtida através da correlação mencionada. O critério deste modelo mecanicista parte da premissa que, para tamanhos de bolhas inferiores a um crítico, a força de arrasto as leva até o difusor; bolhas maiores ficam estacionárias na admissão e coalescem com novas de mesmo diâmetro. O modelo apresentou bons resultados ao serem comparados com os dados experimentais.

A autora também construiu dois modelos em CFD – *Computer Fluid Dynamics*. O primeiro, monofásico, mostrou a existência de três vórtices no lado de sucção da aleta, escoamento próximo à aleta de pressão e recirculação entre as entradas dos impelidores. Como não foi possível comprovar experimentalmente os resultados, estes foram comparados ao trabalho de *Yu et al* e apresentaram comportamentos similares. Para o segundo modelo, bifásico, adotou-se uma premissa de modelo não homogêneo, onde cada fluido possui suas próprias características com soluções separadas para cada fase. Foram comparados os modelos de arrasto default do software e a da correlação criada, os quais apresentaram, respectivamente, resultados divergentes (a recirculação não foi identificada pelo programa) e coerentes com os dados experimentais.

#### *Gamboa, 2008*

Gamboa obteve dados experimentais de uma bomba de 22 estágios e de um protótipo transparente de dois estágios, o qual permitiu visualização e filmagem do escoamento interno nos impelidores.

A partir dos testes com a bomba centrífuga GC-6100 de 22 estágios, a mesma utilizada por Pessoa (2001), o autor criou um mapa de operação da bomba, válido a uma determinada rotação e

baseado em diferentes regimes de trabalho. Este mapa de operação é uma variação do modelo proposto por Romero (1999), onde neste novo mapa as vazões são normalizadas e foram incluídas três fronteiras de trabalho. A primeira é a linha de *surging*, obtida através da mudança de inclinação da curva de pressão versus vazão levantada com os dados experimentais. A segunda fronteira define a transição entre um regime no qual a degradação da altura de elevação depende da quantidade de gás para outro que não depende. A terceira fronteira representa a vazão na qual o incremento de pressão é mínimo, independente da vazão de gás.

Para a visualização do escoamento, Gamboa construiu um protótipo de dois estágios modificado em carcaça transparente de acrílico, permitindo a visualização dentro do impelidor, no difusor e na entrada do impelidor. O equipamento permite a injeção de gás a montante de todo o conjunto ou diretamente na entrada do impelidor.

Esta possibilidade de escolher o ponto de injeção de gás permitiu analisar a influência do tamanho das bolhas no escoamento. Foram observadas bolhas de aproximadamente 3,5mm ao injetar ar diretamente na entrada do impelidor, e 0,5mm no mesmo local injetando a montante de todo o conjunto. No caso das bolhas maiores, o aparecimento do *surging* ocorreu para frações menores de gás comparado as bolhas pequenas, indicando que a capacidade de manuseio da bomba está fortemente ligada ao tamanho delas e contradizendo o estudo de Murakami & Minemura (1974).

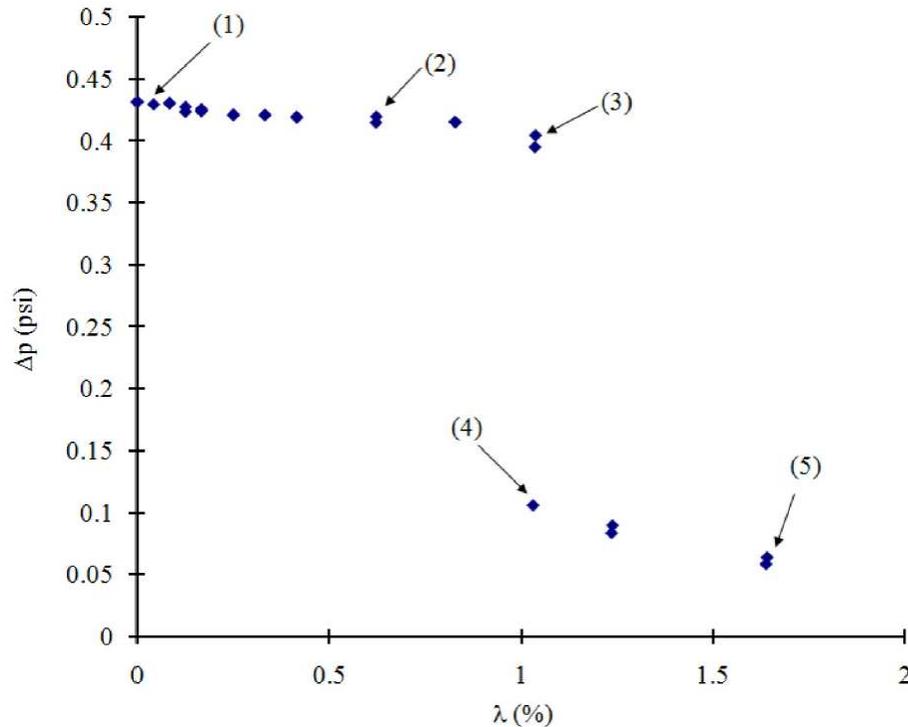
A Figura 2-11 representa os padrões de escoamento visualizados, resultados do teste feito a 600 rpm, 2 psig na entrada, vazão normalizada de líquido igual a 0,6 e injeção de gás a montante de todo o conjunto.

O ponto 1 representa a existência de bolhas isoladas, na qual a distância delas é grande o suficiente para não haver interação. Neste caso, o incremento de pressão é igual ao do caso monofásico.

Quando a fração de gás aumenta até o ponto 2, o tamanho e o número de bolhas cresceram significativamente, levando a regime de bolhas dispersas. As bolhas seguem para o difusor ou ficam estacionárias, gerando acumulações no canal do impelidor.

O aparecimento de *surging* ocorre nos pontos 3 e 4. Apesar de possuírem a mesma fração de gás, o regime de escoamento é completamente diferente. O regime no ponto três é similar ao do

ponto 2, porém após alguns minutos ele altera para o ponto 4, onde permanece estável. A partir disto pode-se concluir que o ponto 3 é instável.



**Figura 2-11 – Padrões de escoamento encontrados em função da fração de vazio sem escorregamento (Gamboa, 2008).**

No ponto 4, verifica-se a existência de uma bolha de gás do lado de sucção da aleta até o meio do canal do impelidor e, como não existem bolhas dispersas em sua volta, assume-se que o gás escoava como uma fase contínua. Não foi vista relação da formação desta bolha com o regime existente na entrada do impelidor, o qual continuou se apresentando no formato bolhas dispersas.

O incremento da fração de gás leva a atingir o ponto 5, na qual a bolha existente no canal do impelidor cresce de tamanho. Ocorrem pequenas quebras do lado da bolha próxima à saída do impelidor, nas quais as bolhas resultantes se dirigem ao difusor, como também quebras no meio do impelidor, onde estas bolhas resultantes são arrastadas pelo líquido e recirculam. Ainda neste caso, verifica-se o padrão de bolhas dispersas na entrada do impelidor. A partir dos estudos do autor, pode-se concluir que o *surging* é um fenômeno que ocorre exclusivamente dentro dos canais dos impelidores.

Trevisan, 2009

Trevisan avaliou a degradação da altura de elevação causada pela viscosidade em um escoamento bifásico. Para isto, utilizou a bancada experimental desenvolvida por Barrios (2007) e modificada por Gamboa (2009), adaptando-a para trabalhar com fluidos viscosos. Como um dos objetivos era obter evidências visuais do escoamento, foi utilizada uma bomba centrífuga com janelas de Plexiglas para visualização na entrada, saída e dentro dos canais dos impelidores.

Os experimentos foram realizados inicialmente com água, onde depois foram repetidos utilizando óleo. Utilizando a nomenclatura do autor, os seguintes padrões de escoamento foram encontrados visualmente (na sequência de vazão de gás crescente):

- *Bubbly flow*: não foi observado este padrão no escoamento com óleo. No caso da água, para baixas vazões de gás independente da rotação e vazão de líquido, surgiram pequenas bolhas que percorriam o mesmo trajeto do líquido dentro do canal. Durante o tratamento dos dados, este padrão se mostrou muito próximo ao modelo homogêneo;

- *Agglomerated bubbles*: caracterizado pelo acúmulo de bolhas no lado de pressão e trecho final da aleta, onde na maioria dos casos ocorreu coalescência. No caso do óleo houve uma redução da turbulência, o que favoreceu a coalescência e estabilidade;

- *Gas pocket*: o acúmulo de bolhas aumentou ocupando uma seção maior do impelidor. Apesar desta restrição para a passagem do líquido, não houve alteração no regime de escoamento, com as bolhas que vêm da entrada do impelidor sendo carregadas pelo líquido ou coalescendo com as acumuladas. No caso da água a interface ar-líquido se apresentou bastante instável, ao contrário do óleo, onde não se observou coalescência na entrada do impelidor nem quebra na saída da aleta, com a interface estável. Este padrão pode ser diretamente associado ao fenômeno de surging;

- *Segregated gas*: mesmas características do caso anterior, mas desta vez o acúmulo de bolhas atinge toda a extensão da aleta. No caso do óleo houve a formação de uma segunda bolha estacionária, desta vez na descarga do impelidor. Este fato foi associado ao aumento da velocidade do líquido devido à restrição na área do *gas pocket*, onde o maior arrasto do óleo quebrou algumas bolhas e as acumulou no ponto de menor pressão do canal. Este caso foi, como esperado, o que apresentou maior degradação da altura de elevação.

- *Intermittent gas*: não observado no escoamento com água. Muito similar ao *segregated gas*, mas com a diferença que grandes bolhas irregulares surgiram na entrada do impelidor, além da inexistência da segunda bolha. Isto é devido às bolhas irregulares empurrarem a segunda bolha estacionária em direção à saída do canal para a entrada no difusor. Apresentou a mesma degradação da altura de elevação que o caso anterior.

O autor também verificou o comportamento da bomba reduzindo o diâmetro das bolhas injetadas. Comparando com a situação anterior, a redução do diâmetro das bolhas resultou em uma menor degradação da altura de elevação, devendo-se à menor probabilidade da bolha estacionar no canal do impelidor e também a uma redução no arrasto interfacial.

Entre os fenômenos observados ao substituir a água por um fluido viscoso (óleo), destacam-se: a diminuição da turbulência que causa a quebra da bolha, favorecendo o aparecimento de bolhas grandes, gerando conseqüentemente maior degradação da altura de elevação; o aumento da força de arrasto na interface gás-líquido, permitindo a bolha superar o diferencial de pressão no impelidor e ser arrastada; e finalmente a ocorrência de surge para menores frações de gás em comparação com a água.

Com os dados experimentais, o autor propôs uma modelagem da quebra da bolha dentro do impelidor, utilizando como dados de entrada o diâmetro da bolha estacionária, as pressões geradas nos escoamento monofásico e bifásico, e o diâmetro da bolha na entrada do impelidor.

#### *Monte Verde, 2011*

Monte Verde avaliou a influência da rotação, vazões de gás e líquido e pressão de entrada no desempenho de uma BCS e de um manuseador de gás (AGH - Advanced Gas Handler). O autor verificou que tanto o aumento da rotação como da pressão de entrada atuam de maneira semelhante, aumentando a capacidade da bomba de manuseio ao gás. Para as condições operacionais testadas, o AGH mostrou-se ineficiente.

A Figura 2-12 apresenta os resultados sobre o impacto da pressão na entrada da bomba. Segundo o autor, o aumento da pressão possivelmente atua reduzindo o diâmetro das bolhas, dificultando sua coalescência.

Os dados de pressão foram normalizados como uma razão entre diferencial de pressão obtido e diferença de pressão gerada pela bomba (ou manuseador de gás) operando somente com água em determinada velocidade de rotação. No caso da vazão, como uma razão entre a vazão obtida e a vazão máxima de líquido.

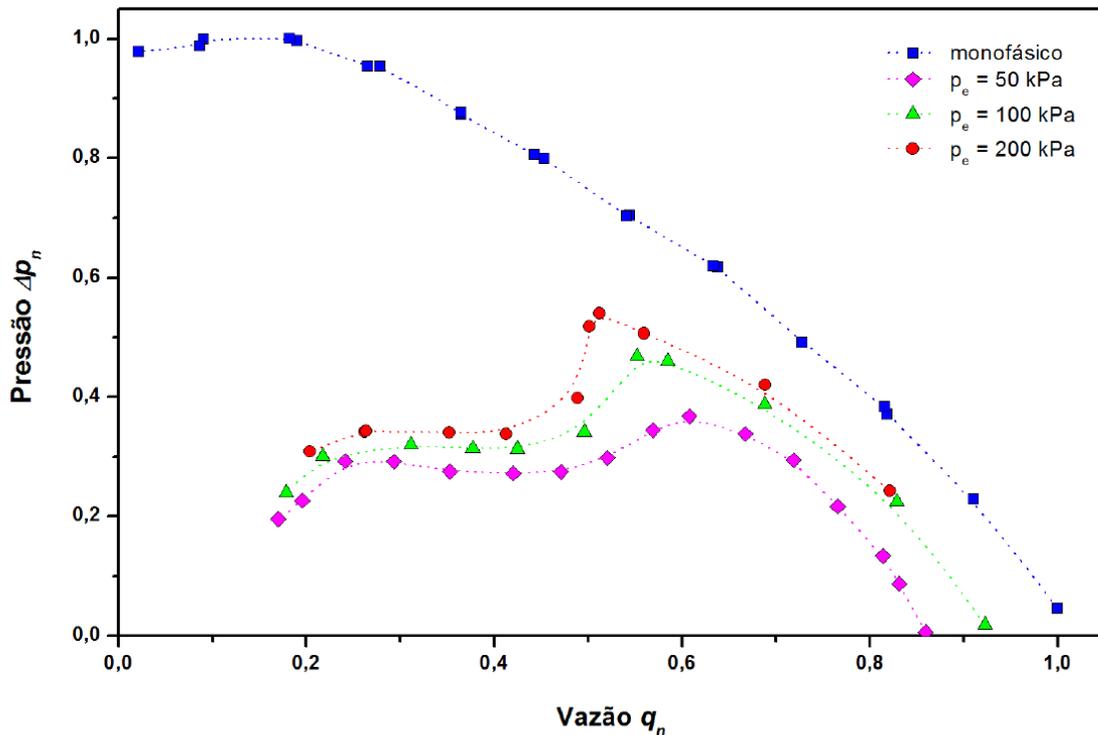


Figura 2-12 – Efeito da pressão de entrada no desempenho da bomba operando a 1800 rpm e 10% de fração de vazio (Monte Verde, 2011).

### Escoamento viscoso

*Stepanoff, 1957*

Stepanoff realizou diversos experimentos de bombas centrífugas trabalhando com água e óleos cujas viscosidades variam entre 1 e 2020 cSt. O autor verificou que, para uma rotação constante, a altura de elevação da bomba diminui com o aumento da viscosidade, de tal maneira que a velocidade específica permanece constante no ponto de melhor eficiência, sendo representada na forma adimensional pela equação 2-14:

$$N_s = \frac{N\sqrt{q}}{H^{\frac{3}{4}}} \quad 2-14$$

O desenvolvimento da equação anterior leva à seguinte relação (Equação 2-15), válida somente no ponto de melhor eficiência:

$$\frac{q_w}{q_o} = \left(\frac{H_w}{H_o}\right)^{1,5} \quad 2-15$$

onde os subíndices *w* e *o* se referem à água e ao óleo, respectivamente.

Baseando-se nos resultados experimentais, o autor propôs um modelo gráfico para determinar a degradação da altura de elevação e a eficiência da bomba, apresentado na Figura 2-13, onde estes fatores são funções de um número de Reynolds modificado – conhecido como Reynolds de Stepanoff (Equação 2-16):

$$Re_{Stepanoff} = \frac{Nq_o}{v\sqrt{H_w}} \quad 2-16$$

onde *v* é a viscosidade cinemática.

Estes fatores de correção são válidos somente para condições operacionais similares – ou seja, que atendem relações geométricas, dinâmicas e cinemáticas às da operação com água no ponto de maior eficiência. Além disto, outra desvantagem do método é ele ser iterativo:

- i) Obtém-se a vazão e a altura de elevação no ponto de melhor eficiência para água na rotação desejada utilizando as leis de afinidade;
- ii) Estima-se uma vazão para o escoamento com óleo;
- iii) Calcula-se o número de Reynolds e os fatores de correção da altura de elevação e vazão;
- iv) Calcula-se a vazão com óleo e compara-se com a do item ii;
- v) Caso a convergência tenha sido atingida, calcula-se a altura de elevação para esta vazão. Em caso negativo, estima-se uma nova vazão com óleo e reinicia-se a partir do passo iii.

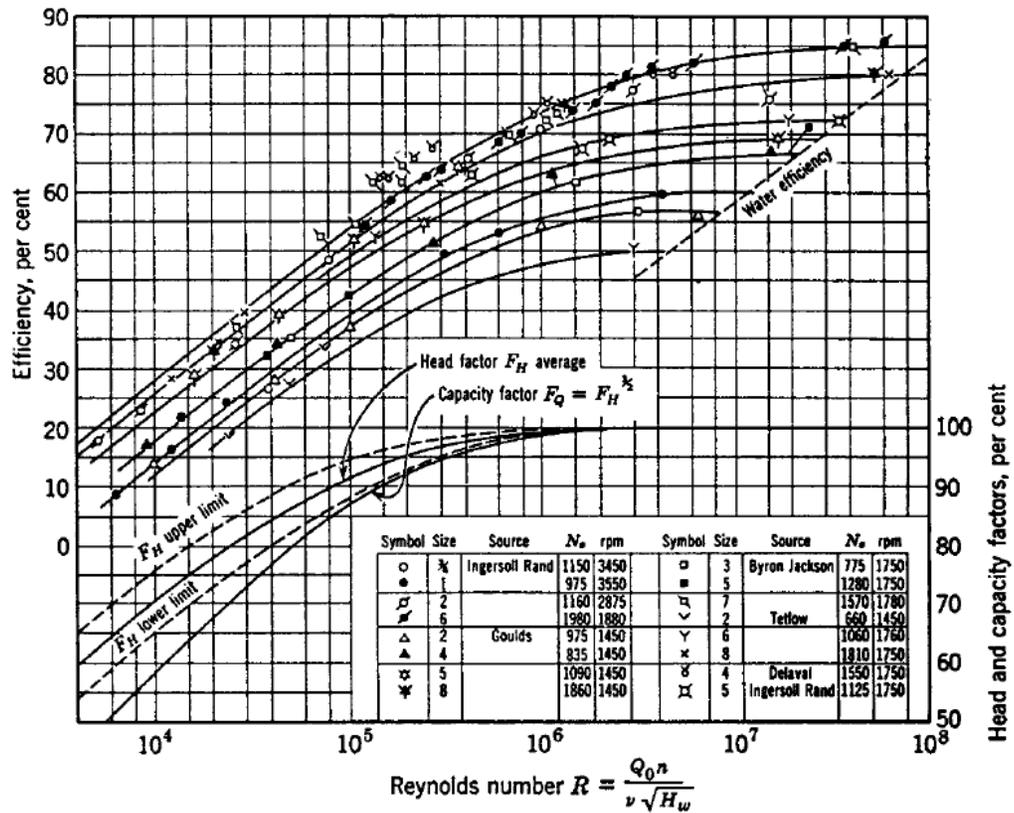


Figura 2-13 – Gráfico proposto por Stepanoff para correção da altura de elevação e eficiência da bomba (Stepanoff, 1957).

*Hydraulic Institute, 1955*

O *Hydraulic Institute* realizou testes utilizando petróleo em bombas de um estágio e diâmetros de 2 e 8 polegadas, das quais foram obtidos gráficos que fornecem fatores de correção da altura de elevação ( $C_h$ ), vazão ( $C_q$ ) e eficiência ( $C_\eta$ ). Também foram realizados estudos em bombas menores que 1 polegada, que possuem seu gráfico específico. Estes gráficos, portanto, não são particulares para um modelo de bomba.

Para determinação dos coeficientes, deve determinar:

- i) A vazão e altura de elevação para água no ponto de melhor de eficiência;
- ii) A velocidade específica;
- iii) Com estes dados, procede-se à linha que representa a viscosidade cinemática do fluido produzido;

- iv) A partir disto obtêm-se os fatores de correção  $C_\eta$  para eficiência,  $C_q$  para vazão e quatro fatores de correção para a altura de elevação:  $C_{h1}$ ,  $C_{h2}$ ,  $C_{h3}$  e  $C_{h4}$  que representam, respectivamente, os fatores de correção nas vazões 0,6, 0,8, 1 e 1,2 vezes a do ponto de melhor eficiência.

Uma exceção para aplicação da correção é a pressão de *shut off*, a qual é a pressão da bomba para vazão nula. Independente da viscosidade do fluido é comum assumir que ela se mantém. A Figura 2-14 apresenta o ábaco proposto.

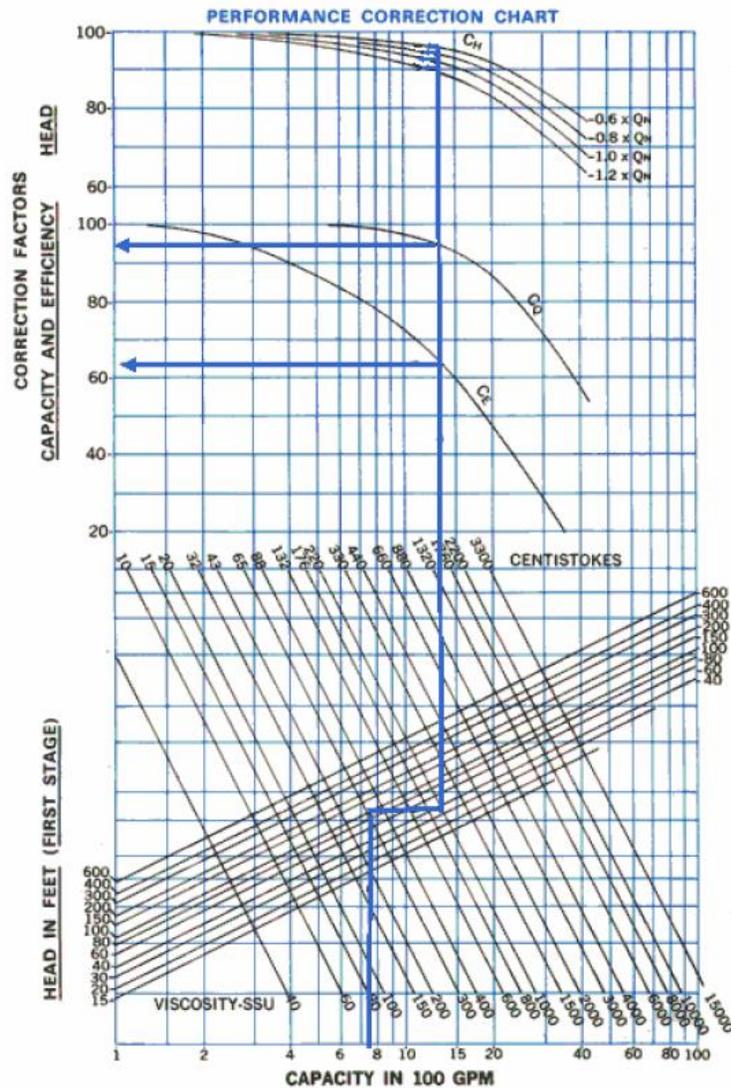


Figura 2-14 – Ábaco proposto pelo *Hydraulic Institute* (bombas entre 2 e 8 polegadas) (*Hydraulic Institute*, 1955)

*Gulich, 1999*

Gulich propôs um procedimento de correção da altura de elevação baseando-se nas perdas hidráulicas por fricção, as quais dependem do número de Reynolds e conseqüentemente da viscosidade, e nas perdas de fricção de disco externas ao difusor e ao impelidor.

Foi proposta uma fórmula empírica para cálculo da perda de fricção de disco, considerando a entrada do impelidor, o atrito na parede lateral externa e o ângulo entre esta parede e o eixo do rotor. Segundo o autor, o efeito térmico apresenta significativa influência no atrito de disco, onde as perdas são dissipadas em forma de calor, afetando a temperatura do fluido, reduzindo a viscosidade e conseqüentemente o fator de atrito. A existência de circulação de fluidos ao longo da parede externa do impelidor absorve uma parte do calor, como também o eventual encontro dos fluidos na corrente principal e os existentes entre o impelidor e a carcaça da bomba. Baseando-se nestas informações, o autor propôs um termo de correção do atrito de disco devido aos efeitos térmicos.

As perdas hidráulicas são compostas pelas perdas por fricção na entrada, difusores e impelidores, e pelas colisões dos fluidos em um campo de velocidades não uniforme, sendo esta pouco dependente do número de Reynolds. O autor propôs uma equação empírica para cálculo da perda por fricção, sendo função da velocidade específica.

O modelo final foi comparado a dados obtidos experimentalmente para bombas com velocidades específicas  $N_s=12, 22, 30$  e  $46$ , onde apresentou bons resultados com exceção da bomba com  $N_s=46$ . Ao utilizar a correlação, deve ser levado em consideração o fato que o autor não possuía os detalhes construtivos das bombas, precisando assumir valores para a rugosidade do material, o espaço anular existente entre o impelidor e a carcaça e a eficiência volumétrica.

*Turzo, 2000*

Turzo propôs equações baseadas nas cartas do *Hydraulic Institute*, dispensando a necessidade do usuário visualizar os gráficos, o que conseqüentemente possibilitou sua implantação em programas computacionais para simulação de bombas centrífugas.

Para escolher qual o modelo a ser utilizado para criação das equações, o autor fez as seguintes observações sobre as principais correlações existentes na época:

- O modelo de Stepanoff era somente usado próximo ao ponto de melhor eficiência, já que o cálculo da altura de elevação entre este ponto e o de *shut off* era muito suscetível a erros humanos em seu cálculo;

- O modelo de Paciga possibilita a obtenção de toda curva de desempenho, porém seu range de viscosidade não é apropriado para os óleos viscosos comumente encontrados na indústria de petróleo;

- As cartas do *Hydraulic Institute* foram selecionadas devido a sua grande faixa de aplicação e seus resultados serem mais detalhados.

Através dos exemplos publicados pelo autor, verifica-se que o erro do cálculo da eficiência aumenta com o incremento da viscosidade e reduz com o aumento da vazão.

*Sun & Prado, 2003*

Este estudo apresentou um modelo para cálculo do desempenho da bomba baseando-se em uma aproximação unidimensional ao longo do canal do impelidor ou difusor. O modelo parte das equações da quantidade de movimento e balanço de massa através do canal, inicialmente desprezando a fricção, onde a equação diferencial é integrada e desenvolvida, sendo o resultado obtido igual ao da equação da Euler.

A equação é então modificada. A primeira alteração é a inclusão das perdas por choques em escoamento monofásico, utilizando para isto a equação de Pfeiderer e Peterman (1986), onde as perdas por choque são obtidas pela diferença entre a curva do modelo com fricção e a experimental do fabricante.

Para a inclusão das perdas por fricção, uma das principais dificuldades é a obtenção do fator de atrito correto. O fator de atrito existente em um escoamento em duto circular uniforme não é o mesmo no caso de uma bomba centrífuga, a qual possui uma seção de escoamento não circular, um canal curvo e um campo centrífugo intenso. Como o difusor está sujeito a dois destes fenômenos

simultaneamente, e o impelidor sob três, o número de Reynolds crítico e fator de atrito propostos consideram uma superposição destes efeitos.

O modelo forneceu curvas de desempenho para diversas rotações, onde os resultados apresentados são próximos aos utilizando a lei de afinidades, como também diversas viscosidades, os quais aguardam comprovação experimental.

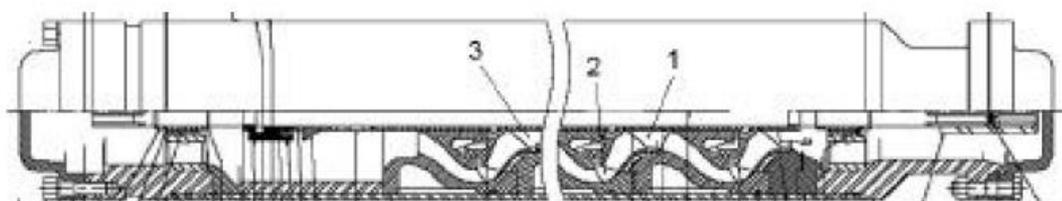
*Amaral, 2007*

Amaral realizou uma montagem laboratorial na qual experimentou três diferentes modelos de bombas centrífugas com dois tipos de fluidos de trabalho, sendo água e glicerina – esta última em diferentes temperaturas e conseqüentemente viscosidades. Além disto, propôs um modelo para cálculo da altura de elevação da bomba, comparando-o com os resultados obtidos experimentalmente.

A primeira bomba analisada foi uma centrífuga radial, modelo Imbil ITA 65 330/2, a mesma utilizada por Estevam. A bomba foi modificada e instrumentada com vários pontos de medição de pressão para analisar o escoamento desde a entrada até a saída. O objetivo desta montagem foi realizar ensaios de naturezas fundamentais e identificar fenômenos básicos a partir de medições detalhadas de pressões. Isto auxiliou no desenvolvimento de um modelo fenomenológico generalista para representar a operação de bombas centrífugas convencionais recalçando água.

Os ensaios desta bomba foram feitos com água a diversas rotações, onde se verificou que atendem às relações de similaridade. A instrumentação possibilitou verificar a variação de pressão entre cada rotor e difusor, onde os resultados mostraram que cada elemento também atende isoladamente as relações de similaridade.

A segunda bomba centrífuga analisada foi uma semiaxial REDA GN-7000 de três estágios, comumente aplicada para óleos viscosos. O estágio intermediário foi instrumentado, possibilitando medir a pressão sem os efeitos de entrada e saída da bomba. A Figura 2-15 apresenta os pontos de medição. Foram instalados transmissores diferenciais de pressão entre os pontos 1-2 e 2-3, como também transmissores locais na entrada e saída do conjunto.



**Figura 2-15 – Pontos de medição de pressão nos canais da bomba (Amaral, 2007)**

1- entrada do segundo rotor;

2- saída do segundo rotor / entrada do segundo difusor;

3- saída do segundo difusor.

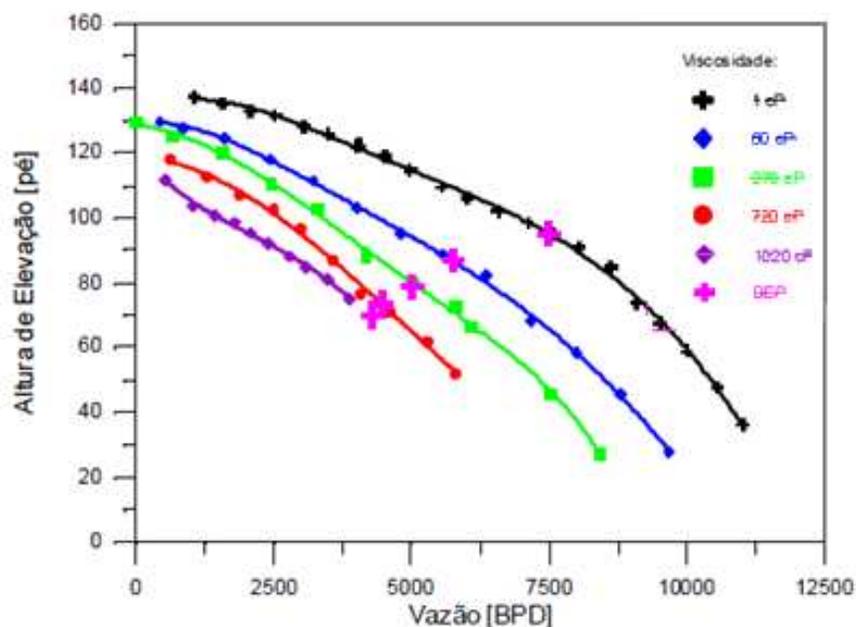
Os ensaios realizados com água mostraram que o conjunto e cada componente específico atende às relações de similaridade. Foi notado que o difusor pode apresentar perda de pressão dependendo da vazão descarregada pelo rotor. Este fenômeno se explica pela operação da bomba próxima ao ponto de máxima eficiência.

Os ensaios de viscosidade foram feitos com glicerina a 60, 270, 720 e 1020 cP. Verificou-se que, com o aumento da viscosidade, as relações de afinidade não são mantidas devido principalmente ao difusor, onde as divergências foram maiores. Este fato foi atribuído às mudanças das características do escoamento como também ao choque existente na entrada do difusor.

A terceira bomba analisada foi uma REDA J350N, também semiaxial. Diferentemente das outras duas bombas testadas, esta não teve instrumentação entre os estágios, sendo analisada somente a entrada e saída do conjunto.

Verificou-se para o ensaio com água que esta bomba também atende ao critério de afinidade para diversas rotações. Os resultados dos ensaios de viscosidade foram semelhantes aos encontrados para a bomba anterior, com a divergência das relações de afinidade com o incremento da viscosidade.

Para ilustrar o impacto da viscosidade na altura de elevação da bomba, a Figura 2-16 apresenta os resultados da bomba GN-7000 para uma rotação constante de 3500 rpm. Nota-se uma redução do ponto de melhor eficiência com o aumento da viscosidade,



**Figura 2-16 – Degradação da altura de elevação da bomba em função da viscosidade (Amaral, 2007)**

O modelo desenvolvido parte das equações diferenciais da conservação da massa e quantidade de movimento, baseado em uma aproximação unidimensional, associada à equação da altura de elevação. Destacam-se dois termos que dependem de resultados experimentais e foram obtidos através dos ensaios realizados:

- Fator cinemático ( $f_c$ ): refere-se à redução da transferência de quantidade de movimento para o fluido devido aos efeitos de bidimensionalidade do campo de velocidades, e também do afastamento da velocidade média em realização à idealização (ângulos serem concordantes com as aletas ao longo de todo canal). Esses efeitos são causados por recirculações, obstrução da aleta na entrada do rotor, e ação da força de Coriolis entre outros fatores, tornando necessária a realização de dados experimentais para sua obtenção.

- $k$ : constante empírica referente à geometria da bomba. É um fator de escala adimensional que representa a dissipação de energia devido ao choque na entrada da bomba quando a vazão é diferente daquela sem choque.

O modelo foi desenvolvido para representar o desempenho das bombas centrífugas Imbil ITA 65 330/2 operando com água e da Reda GN-7000 operando com água e glicerina, e para

verificar sua adequação foi aplicado a bomba Reda J350N. Deve-se ressaltar que o modelo demanda valores que dependem de ensaios experimentais para serem obtidos.

*Solano, 2009*

Solano propôs um mapeamento do comportamento da bomba baseado no desempenho estágio a estágio através de grupos adimensionais. Este estudo está descrito em detalhes no Apêndice B.

Devido à complexidade de se obter um modelo que possa ser aplicado a qualquer geometria, foram analisadas as equações de conservação da massa, quantidade de movimento e energia especificamente de um modelo de bomba.

A partir de análise dimensional, foram encontrados quatro grupos adimensionais relacionados através das seguintes funções (Equação 2-17):

$$\Psi_d = f(X, \Phi_d) = f(X, N_s) = f(\Phi_d, N_s) \quad 2-17$$

Segundo o autor, a altura de elevação da bomba é função do número de Reynolds, da capacidade específica e velocidade específica, sendo que a relação deve ser obtida experimentalmente para cada modelo de bomba.

O autor realizou ensaios experimentais para verificar se a relação entre os grupos é realmente válida. Os ensaios foram conduzidos para três diferentes valores de velocidade específica – no ponto de melhor eficiência ( $N_s=2900$ ) e nos limites inferior ( $N_s=1970$ ) e superior ( $N_s=3465$ ) da janela operacional da bomba. Para cada velocidade específica, foram realizados testes para diversas rotações entre 2000 e 3570 rpm, onde foi analisado o impacto de diferentes viscosidades para cada rotação.

A Figura 2-17 apresenta os resultados obtidos. Verifica-se que existe sobreposição entre os valores para a mesma velocidade específica, onde a mesma situação é encontrada para diferentes rotações e viscosidades.

Os resultados também estão de acordo com a Correlação de Stepanoff, inclusive para as velocidades específicas não relacionadas ao ponto de melhor eficiência. Pode-se afirmar, portanto, que a Correlação de Stepanoff pode ser utilizada para qualquer velocidade específica.

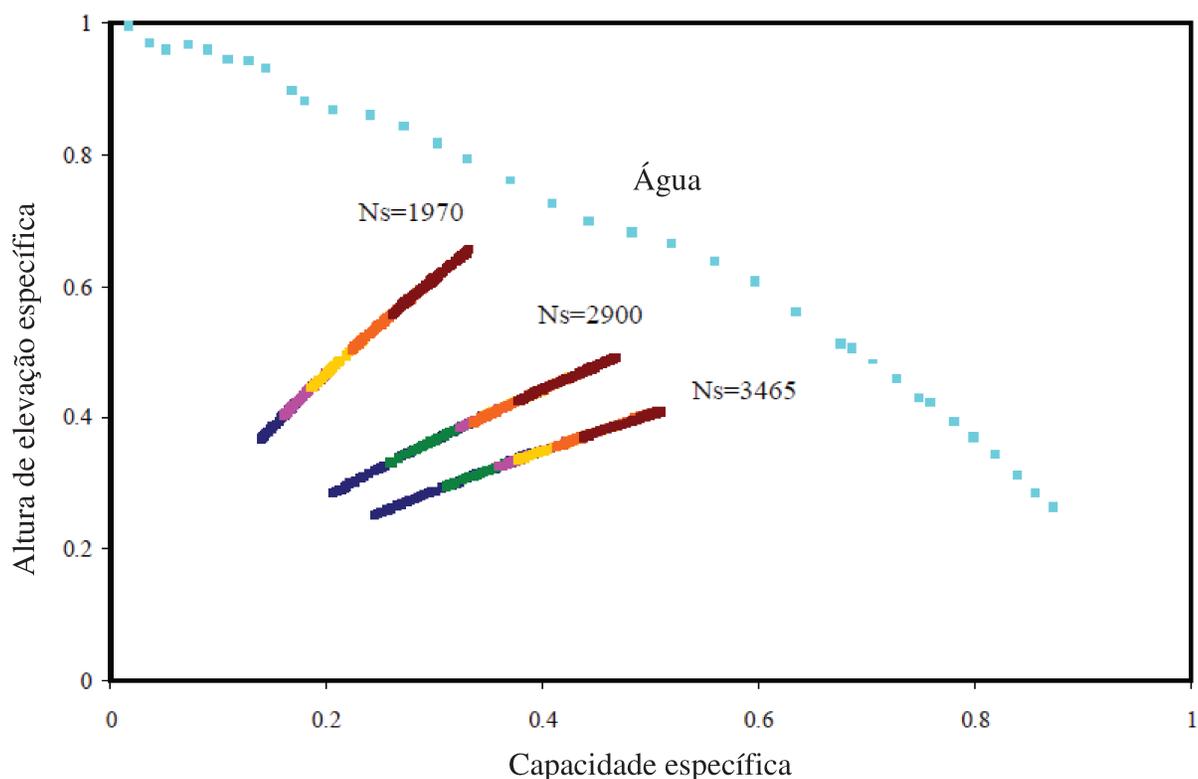


Figura 2-17 – Altura de elevação específica em função da capacidade específica para diferentes Ns (Solano, 2009)

### Conclusões sobre a Revisão Bibliográfica

O desempenho de uma bomba centrífuga trabalhando com escoamento viscoso ou presença de gás foi extensivamente analisado na literatura através de testes experimentais e simulações. Somente um estudo, contudo, analisou os dois fenômenos conjuntamente (Trevisan, 2009). Justifica-se, portanto, analisar a interação e o impacto entre as variáveis envolvidas para este cenário no comportamento da bomba.

No caso da presença de gás, os estudos verificaram que a degradação do desempenho da bomba é função do padrão de escoamento nos impelidores, destacando-se os padrões bolhas dispersas e a bolha alongada estacionária. A transição entre estes padrões é caracterizada como uma descontinuidade na altura de elevação da bomba. Os modelos mecanicistas e correlações propostas para prever o comportamento sob estas condições dependem de componentes empíricos tendo, portanto, sua aplicação restrita à geometria da bomba e fluidos utilizados.

Com relação ao escoamento viscoso, da mesma forma ainda não há um modelo simples, de base fenomenológica, aplicável a bombas com características diversas. Atualmente as cartas do *Hydraulic Institute*, baseadas em dados experimentais, são amplamente utilizadas pela indústria. Com o intuito de avaliar sua eficácia, os resultados obtidos através desta correlação serão comparados com os obtidos experimentalmente neste estudo.

Entre as dificuldades experimentais encontradas pelos autores, destaca-se a presença de microbolhas no fluido e a dificuldade de separação entre as fases. Devido à alta viscosidade do fluido, a turbulência durante o escoamento incorporou microbolhas que demandam períodos inexecutáveis do ponto de vista do ensaio para finalizar a separação gravitacional. Para estes casos, Amaral (2007) e Solano (2009) realizaram um estudo reológico com e sem a presença de microbolhas no líquido e verificaram que não há alteração significativa da viscosidade.

### 3. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Com o objetivo de esclarecer os fenômenos envolvidos durante os ensaios experimentais e obter um direcionamento dos estudos a serem feitos, este capítulo apresenta os aspectos teóricos relevantes de uma bomba centrífuga trabalhando com escoamento bifásico e fluido de alta viscosidade. A teoria fundamental sobre bombas centrífugas é apresentada no Apêndice A.

A primeira parte do capítulo sugere uma modificação da proposta de Solano (2009), a qual é baseada em uma simplificação de seu desenvolvimento como também uma expansão de sua aplicação. O Apêndice B apresenta o detalhamento da proposta de Solano (2009), iniciando com o desenvolvimento teórico dos grupos adimensionais seguido dos resultados experimentais realizados neste trabalho, os quais confirmaram sua viabilidade.

Posteriormente é analisada a relevância de cada variável de um escoamento bifásico na entrada na bomba que pode potencialmente impactar seu desempenho. Esta análise servirá de origem para o detalhamento e a delimitação dos procedimentos experimentais a serem realizados sobre escoamento bifásico e alta viscosidade.

#### 3.1. Proposta de Mapeamento do Comportamento da Bomba

É possível, através uma dedução simplificada e utilizando números extensivamente usados na literatura, obter o mesmo mapeamento do comportamento da bomba proposto por Solano (2009). Para uma determinada bomba operando com escoamento monofásico, a altura de elevação e a potência dependem da vazão, rotação, diâmetro do impelidor, viscosidade do fluido e rugosidade. Pode-se assumir, portanto, que existem as seguintes relações funcionais (Equações 3-1 e 3-2):

$$gH = f_1(q, D, \mu, \omega, \rho, \epsilon) \quad 3-1$$

$$Peixo = f_2(q, D, \mu, \omega, \rho, \epsilon) \quad 3-2$$

onde  $H$  é a altura de elevação,  $Peixo$  a potência de eixo,  $q$  é a vazão,  $D$  é o diâmetro da bomba,  $\mu$  é a viscosidade do fluido,  $\omega$  é a velocidade rotacional da bomba,  $\rho$  é a massa específica do fluido e  $\epsilon$  a rugosidade.

Esta é uma aplicação direta do teorema  $\pi$  de Buckingham. Existem sete variáveis e três dimensões primárias (M, L e T), correspondendo, portanto, aos seguintes grupos adimensionais (Equações 3-3 a 3-7):

$$\text{Coeficiente de carga - } C_H \qquad \Pi_1 = \frac{gH}{\omega^2 D^2} \qquad 3-3$$

$$\text{Coeficiente de vazão - } C_Q \qquad \Pi_2 = \frac{q}{\omega D^3} \qquad 3-4$$

$$\text{Número de Reynolds de rotação} \qquad \Pi_3 = \frac{\rho \omega D^2}{\mu} \qquad 3-5$$

$$\text{Rugosidade relativa} \qquad \Pi_4 = \frac{\epsilon}{D} \qquad 3-6$$

$$\text{Coeficiente de potência - } C_P \qquad \Pi_5 = \frac{Peixo}{\rho \omega^3 D^5} \qquad 3-7$$

A eficiência hidráulica é definida pela equação 3-8:

$$\eta = \frac{Phidr}{Peixo} = \frac{\rho q g H}{Peixo} = \frac{\rho (C_Q \omega D^3) (C_H \omega^2 D^2)}{\rho C_P \omega^3 D^5} = \frac{C_Q C_H}{C_P} \qquad 3-8$$

Para obtenção da velocidade específica, considera-se a premissa que uma determinada combinação de números adimensionais pode ser utilizada em uma nova forma funcional (Equação 3-9):

$$n_s = \frac{C_Q^{1/2}}{C_H^{3/4}} = \frac{\sqrt{q} \omega}{(gH)^{3/4}} \qquad 3-9$$

Utilizando a premissa que esta relação é válida para qualquer velocidade específica além do ponto de melhor eficiência, conforme verificado por Solano (2009) e comprovado experimentalmente no Apêndice B, e desprezando a rugosidade relativa por ser um fator construtivo da bomba, pode-se obter o mesmo mapeamento com as equações 3-10 a 3-12:

$$C_H=f(C_Q, X) \quad 3-10$$

$$C_H=f(C_Q, n_s) \quad 3-11$$

$$C_H=f(n_s, X) \quad 3-12$$

Com o intuito de facilitar o manuseio dos números resultantes,  $X$  foi considerado como o inverso do Reynolds de rotação (Equação 3-13):

$$X = \frac{\mu}{\rho\omega D^2} \quad 3-13$$

onde a relação  $\mu/\rho$  – viscosidade cinemática – é trabalhada em centistokes. As outras unidades estão em SI.

A Tabela 3-1 compara as variáveis obtidas através de análise dimensional com as propostas por Solano (2009), onde se verifica a similaridade entre elas – para este novo caso, a diferença entre as variáveis se resume aos termos geométricos não terem sido desprezados e elas não terem sido normalizadas.

**Tabela 3-1 – Comparação entre as variáveis obtidas através de análise dimensional e as propostas por Solano**

Análise dimensional		Solano (2009)	
Variável	Fórmula	Variável	Fórmula
$C_H$	$\frac{gH}{\omega^2 D^2}$	$\Psi$	$\frac{H}{N^2} \frac{3600^2}{H_{\text{água},60 \text{ Hz}}^{\text{max}}}$
$C_Q$	$\frac{q}{\omega D^3}$	$\Phi$	$\frac{q}{N} \frac{3600}{q_{\text{água},60 \text{ Hz}}^{\text{max}}}$
$n_s$	$\frac{C_Q^{1/2}}{C_H^{3/4}} = \frac{\sqrt{q}\omega}{(gH)^{3/4}}$	$N_s$	$0,1707825 \frac{\sqrt{q}N}{H^{3/4}}$
$X$	$\frac{\mu}{\rho\omega D^2}$	$X$	$\frac{3600}{N} \frac{\mu}{\rho}$

Adicionalmente, através de uma nova formulação, é possível obter uma relação que permita traçar o mapeamento completo da bomba utilizando as variáveis propostas, conforme apresentado no item a seguir.

### 3.2. Interpretação de Dados de Caracterização de Bombas Centrífugas em Escoamento Monofásico

Considerando as relações funcionais representadas pelas equações 3-1 e 3-2 e propondo um termo  $L_i$ , o qual inclui as demais características geométricas da bomba e substitui a rugosidade  $\epsilon$ , obtêm-se através de análise dimensional as equações 3-14 e 3-15:

$$\frac{\Delta P}{\rho \omega^2 D^2} = H_1 \left( \frac{q}{\omega D^3}, \frac{\mu}{\rho \omega D^2}, \frac{L_i}{D} \right) \rightarrow C_H = H_1 \left( C_Q, X, \frac{L_i}{D} \right) \quad 3-14$$

$$\frac{\dot{W}_s}{\rho \omega^3 D^5} = H_2 \left( \frac{q}{\omega D^3}, \frac{\mu}{\rho \omega D^2}, \frac{L_i}{D} \right) \rightarrow C_P = H_2 \left( C_Q, X, \frac{L_i}{D} \right) \quad 3-15$$

A eficiência pode ser obtida como apresentado através da Equação 3-16:

$$\eta = \frac{q \Delta P}{\dot{W}_s} = \frac{\frac{q}{\omega D^3} \frac{\Delta P}{\rho \omega^2 D^2}}{\frac{\dot{W}_s}{\rho \omega^3 D^5}} = \frac{C_Q C_H}{C_P} \rightarrow \eta = H_3 \left( C_Q, X, \frac{L_i}{D} \right) \quad 3-16$$

O objetivo é encontrar expressões genéricas baseando-se nos fenômenos físicos envolvidos para as funções  $H_1$  e  $H_2$ , as quais se referem respectivamente ao ganho de pressão e de potência de eixo. Esse desenvolvimento é apresentado nos itens a seguir. As expressões obtidas foram aplicadas aos dados experimentais para avaliar sua viabilidade, e seus resultados são apresentados no capítulo 5.

#### 3.2.1. Análise do ganho de pressão

O ganho de pressão da bomba é igual ao ganho calculado através da equação da Euler menos as perdas dissipativas (Equação 3-17):

$$\Delta P = \Delta P_{\text{Euler}} - \Delta P_{\text{perdas}} \quad 3-17$$

O ganho de pressão de Euler é representado pela equação 3-18:

$$\Delta P_{\text{Euler}} = \rho \omega^2 r_2^2 \left( 1 - \frac{q \cot \beta_2}{2\pi b_2 \omega r_2^2} \right) = \frac{1}{4} \rho \omega^2 D^2 - k_1 \left( \frac{L_i}{D} \right) \frac{\rho \omega q}{D} \quad 3-18$$

As perdas dissipativas são assumidas como (Equação 3-19):

$$\Delta P_{\text{perdas}} = \Delta P_{\text{atrito}} + \Delta P_{\text{choques}} \quad 3-19$$

A perda por atrito é expressa utilizando um fator de atrito, sendo este composto por um termo turbulento (ou inercial, que prevalece em altas vazões) e um termo viscoso (que prevalece em baixas vazões), representados respectivamente pelas equações 3-20 e 3-21:

$$\Delta P_{\text{atrito}} = f \left( Re, \frac{\epsilon}{D} \right) \frac{L_i \rho}{D} \frac{\rho}{2} \left( \frac{q}{A_n} \right)^2 = k_2 \left( \frac{L_i}{D} \right) f \left( Re, \frac{\epsilon}{D} \right) \rho \omega^2 D^2 \left( \frac{q}{\omega D^3} \right)^2 \quad 3-20$$

$$f \left( Re, \frac{\epsilon}{D} \right) = k_3 \left( \frac{L_i}{D} \right) \frac{\mu D}{\rho q} + k_4 \left( \frac{L_i}{D} \right) \left( \frac{\mu D}{\rho q} \right)^n \quad 3-21$$

Resultando a perda representada pela equação 3-22:

$$\Delta P_{\text{atrito}} = k_2 \left( \frac{L_i}{D} \right) \left[ k_3 \left( \frac{L_i}{D} \right) \frac{\mu D}{\rho q} + k_4 \left( \frac{L_i}{D} \right) \left( \frac{\mu D}{\rho q} \right)^n \right] \rho \omega^2 D^2 \left( \frac{q}{\omega D^3} \right)^2 \quad 3-22$$

onde  $n$  expressa o efeito viscoso a altas vazões e deve ser considerado menor que 1. Dessa forma, o efeito da viscosidade desaparece quando  $q = 0$ .

A perda por choques é causada pelo desalinhamento do vetor velocidade em relação às lâminas do rotor e do difusor. Esse efeito desaparece quando  $q = q^*$ , portanto (Equações 3-23 e 3-24):

$$\Delta P_{\text{choques}} = \frac{\rho \omega^2 r_1^2}{2} \left( 1 - \frac{q}{q^*} \right)^2 + \frac{\rho \omega^2 r_2^2}{2} \left( 1 - \frac{q}{q^*} \right)^2 \quad 3-23$$

$$\Delta P_{\text{choques}} = \frac{\rho \omega^2 D^2}{8} \left[ 1 + \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^2 \right] \left( 1 - \frac{q}{2\pi b_1 \omega r_1^2 \text{tg} \beta_1} \right)^2 \quad 3-24$$

Substituindo (Equação 3-25):

$$\Delta P_{\text{choques}} = \frac{\rho \omega^2 D^2}{8} k_5 \left( \frac{L_i}{D} \right) \left[ 1 - \frac{q}{k_6 \left( \frac{L_i}{D} \right) \omega D^3} \right]^2 \quad 3-25$$

Reunindo os resultados acima em uma única expressão, obtém-se (Equação 3-26):

$$\Delta P = \frac{\rho \omega^2 D^2}{4} - k_1 \frac{\rho \omega q}{D} - k_2 \left[ k_3 \frac{\mu D}{\rho q} + k_4 \left( \frac{\mu D}{\rho q} \right)^n \right] \rho \omega^2 D^2 \left( \frac{q}{\omega D^3} \right)^2 - \frac{\rho \omega^2 D^2}{8} k_5 \left( 1 - \frac{q}{k_6 \omega D^3} \right)^2 \quad 3-26$$

Agrupando os termos comuns (Equação 3-27):

$$\Delta P = \left(1 - \frac{k_5}{2}\right) \frac{\rho \omega^2 D^2}{4} - \left(k_1 - \frac{k_5}{4k_6}\right) \frac{\rho \omega q}{D} - \left[\frac{k_5}{8k_6^2} + k_2 k_4 \left(\frac{\mu D}{\rho q}\right)^n\right] \frac{\rho q^2}{D^4} - k_2 k_3 \frac{\mu q}{D^3} \quad 3-27$$

e dividindo por  $\rho \omega^2 D^2$  chega-se a (Equação 3-28):

$$\frac{\Delta P}{\rho \omega^2 D^2} = \frac{1}{4} \left(1 - \frac{k_5}{2}\right) - \left(k_1 - \frac{k_5}{4k_6}\right) \frac{q}{\omega D^3} - k_2 k_3 \frac{\mu}{\rho \omega D^2} \frac{q}{\omega D^3} - \left[\frac{k_5}{8k_6^2} + k_2 k_4 \left(\frac{\mu D}{\rho q}\right)^n\right] \left(\frac{q}{\omega D^3}\right)^2 \quad 3-28$$

Resultando (Equação 3-29):

$$C_H = a_0 - (a_1 + a_2 X) C_Q - \left[a_3 + a_4 \left(\frac{X}{C_Q}\right)^n\right] C_Q^2 \quad 3-29$$

onde as constantes adimensionais  $a_0$ ,  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$  e  $a_4$  são funções das razões  $L_i/dp$  que caracterizam a geometria da bomba, e  $n$  se refere ao efeito da viscosidade em escoamento turbulento.

Deve ser notado que as perdas por possíveis vazamentos não foram incluídas na análise, ficando como sugestão para trabalhos futuros. Pode-se concluir que a interpretação das curvas de ganho de pressão de uma bomba centrífuga requer o ajuste simultâneo de minimamente 5 coeficientes adimensionais e um expoente.

### 3.2.2. Análise da potência de eixo

A potência de eixo é vista como a soma:

- a) da potência hidráulica  $q\Delta P$  cedida ao fluido;
- b) da potência devida às perdas hidráulicas do fluido no rotor e no difusor;
- c) das perdas associadas ao atrito do rotor com o fluido circundante.

Como a soma das duas primeiras parcelas representa a potência de Euler, a seguinte representação dimensional para a potência de eixo pode ser sugerida (Equação 3-30):

$$\dot{W}_s = q\Delta P_{\text{Euler}} + \dot{W}_{\text{atrito}} \quad 3-30$$

A potência devida ao atrito do rotor com o fluido circundante pode ser considerada como a soma de duas parcelas, uma devida ao atrito de disco e outra devido ao atrito na extremidade do rotor (Equação 3-31):

$$\dot{W}_{\text{atrito}} = \dot{W}_{\text{disco}} + \dot{W}_{\text{ponta}} \quad 3-31$$

O atrito de disco é composto por uma contribuição viscosa e outra inercial (Equação 3-32):

$$\dot{W}_{\text{disco}} = k_7\mu\omega^2 D^3 + k_8\rho\omega^3 D^5 \quad 3-32$$

O atrito na extremidade do rotor é devido à intermitência do alinhamento do vetor velocidade na saída do rotor com a entrada do difusor. Essa intermitência ocorre no período de tempo entre a passagem de duas pás consecutivas pelo ponto de alinhamento, e pode ser associada a uma transferência de quantidade de movimento tangencial entre a saída do rotor e a entrada do difusor, com componentes viscosa e inercial (Equação 3-33):

$$\dot{W}_{\text{ponta}} = k_9\mu\omega q + k_{10} \frac{\rho\omega q^2}{D} \quad 3-33$$

Reunindo os resultados acima em uma única expressão obtém-se a equação 3-34:

$$\begin{aligned} \dot{W}_s = q \left( \frac{1}{4}\rho\omega^2 D^2 - k_1 \frac{\rho\omega q}{D} \right) + k_7\mu\omega^2 D^3 + k_8\rho\omega^3 D^5 + k_9\mu\omega q \\ + k_{10} \frac{\rho\omega q^2}{D} \end{aligned} \quad 3-34$$

Agrupando os termos comuns, obtém-se (Equação 3-35):

$$\dot{W}_s = \frac{q}{4}\rho\omega^2 D^2 + k_7\mu\omega^2 D^3 + k_8\rho\omega^3 D^5 + k_9\mu\omega q - (k_1 - k_{10}) \frac{\rho\omega q^2}{D} \quad 3-35$$

Dividindo por  $\rho\omega^3 D^5$  (Equação 3-36):

$$\frac{\dot{W}_s}{\rho\omega^3 D^5} = k_8 + k_7 \frac{\mu}{\rho\omega D^2} + \left( \frac{1}{4} + k_9 \frac{\mu}{\rho\omega D^2} \right) \frac{q}{\omega D^3} + (k_{10} - k_1) \left( \frac{q}{\omega D^3} \right)^2 \quad 3-36$$

Resultando (Equação 3-37):

$$C_P = b_0 + b_1 X + (b_2 + b_3 X) C_Q + b_4 C_Q^2 \quad 3-37$$

Pode-se concluir que a interpretação das curvas de potência de eixo de uma bomba centrífuga requer o ajuste simultâneo de minimamente 5 coeficientes adimensionais.

### 3.3. Escoamento Bifásico

A última etapa consiste na avaliação do comportamento da bomba em função da presença de gás. Neste caso, as principais variáveis do escoamento na entrada da bomba que podem influenciar seu comportamento são (Equação 3-38):

$$\Delta P = f(q_l, q_g, P_e, \mu_l, \mu_g, \sigma, \rho_l, \rho_g, d_b) \quad 3-38$$

onde:

- $q_l$  = vazão de líquido
- $q_g$  = vazão de gás
- $P_e$  = pressão na admissão
- $\mu_l$  = viscosidade do líquido
- $\mu_g$  = viscosidade do gás
- $\sigma$  = tensão superficial
- $\rho_l$  = massa específica do líquido
- $\rho_g$  = massa específica do gás
- $d_b$  = diâmetro da bolha na entrada

Analisando a relevância de cada variável:

- Vazão de líquido: seu valor está ligado diretamente à altura de elevação da bomba e seu desempenho ao manusear gás - seu aumento resulta em um aumento do *diâmetro crítico de bolha*, o que significa que menos bolhas ficarão retidas no rotor (Estevam, 2002). Além disso, o aumento da vazão de líquido resulta em um aumento da turbulência, o que favorece a quebra das bolhas existentes e conseqüentemente a obtenção de menores diâmetros. Utilizando a terminologia de estatística experimental, é um fator específico de tratamento, ou seja, podem ser atribuídos valores que consistem de estímulos explicitamente distintos – seu controle independe das outras variáveis e pode ser facilmente realizado utilizando a bomba booster do sistema.

- Vazão de gás: esta variável é geralmente utilizada em termos de fração de vazio, representada através da equação 3-39:

$$\lambda = \frac{q_g}{q_g + q_l} \quad 3-39$$

onde  $\lambda$  é a fração de vazio sem escorregamento.

A fração de vazio está diretamente ligada à segregação dos fluidos no rotor, gerando a degradação no desempenho da bomba conforme apresentado nos estudos de escoamento bifásico da revisão bibliográfica. Seu controle independe das outras variáveis e é realizado através de atuação em uma válvula de restrição existente na saída do elemento laminador de fluxo.

- Pressão de entrada: sua influência no desempenho da bomba ainda não é totalmente compreendida. Alguns estudos mostraram que, para uma bomba trabalhando com escoamento bifásico, o aumento da pressão de entrada resulta em um incremento de altura de elevação, enquanto outro estudo mostrou apenas uma mudança na interface na fronteira entre bolhas dispersas e bolha alongada. Possivelmente atua no diâmetro das bolhas existentes, no arranjo das fases e na massa específica do gás. Seu controle é relativamente independente das outras variáveis – depende principalmente das limitações da bancada, atuando-se na bomba booster e na válvula globo de restrição do sistema, respeitando o limite de pressão do duto de acrílico.

- Viscosidade do líquido: aumenta as perdas por fricção do escoamento no interior da bomba, diminuindo sua altura de elevação. Diversos estudos já foram realizados sobre seu impacto no desempenho da bomba trabalhando com escoamento monofásico, conforme apresentada na revisão bibliográfica. Dentro das condições deste experimento, é uma variável que depende da temperatura do escoamento, sendo seu controle realizado através do aquecedor elétrico.

- Viscosidade do gás: pode impactar o valor da viscosidade equivalente da mistura. Não existe uma fórmula única para seu cálculo, dependendo do padrão de escoamento. Para este estudo, o padrão resultante é de bolhas deformáveis, no qual o diâmetro de bolha é superior ao diâmetro crítico, conforme sugerido por Barnea *et al.* (1982b) (Equação 3-40):

$$d_{crit} = 2 \sqrt{\frac{0,4\sigma}{\left(1 - \frac{\rho_g}{\rho_l}\right) \rho_l g}} \quad 3-40$$

Para este padrão, a adição de gás tende a fazer as bolhas coalescerem, diminuindo a viscosidade equivalente. Uma fórmula comumente utilizada para esta situação é análoga à massa específica:  $\mu_M = (1 - \alpha)\mu_L + \alpha\mu_G$ , onde  $\alpha$  é a fração de vazio. Como  $\mu_g \ll \mu_l$ , a viscosidade equivalente neste caso fica praticamente independente da viscosidade do gás, sendo, portanto, seu valor desprezado neste estudo.

- Tensão superficial: uma menor tensão interfacial do líquido resulta em um deslocamento da fronteira entre bolhas dispersas e bolha alongada, segundo estudo experimental de Gamboa (2008). Não existe, contudo, uma alteração da altura de elevação da bomba. Conforme descrito neste estudo, foi realizada uma análise em laboratório da tensão superficial, apresentada na Figura 4-5, onde se verificou que ela se mantém constante para a faixa de temperatura utilizada. Sua influência, portanto, não será considerada neste estudo.

- Massa específica do líquido: impacta o diferencial de pressão gerado pela bomba. Utilizando a terminologia de estatística experimental, é um fator experimental intrínseco, ou seja, que se manifesta sob controle limitado, não sendo uma variável cujo impacto será investigado neste estudo.

- Massa específica do gás: possivelmente influencia a segregação dos fluidos no interior do rotor, já que o campo centrífugo tem efeito resultante semelhante ao empuxo, o qual depende da diferença entre as massas específicas do líquido e do gás. Dentro das condições deste estudo, seu valor está ligado à pressão na admissão da bomba.

- Diâmetro das bolhas: a bomba se comporta como um filtro de bolhas. Quando as bolhas têm um diâmetro médio inferior a um valor crítico elas serão transportadas através do rotor sem coalescência, enquanto quando forem superiores haverá um aumento da fração de vazio local e indução de coalescência. Era desejável que essa variável fosse controlada para possibilitar a avaliação de sua influência no comportamento da bomba, mas devido à complexidade dos fenômenos existentes em sua formação ela se tratou de um fator experimental intrínseco.

A partir do exposto, desprezando as variáveis que não possuem relevância, são fatores intrínsecos ou dependentes de outras variáveis, restam (Equação 3-41):

$$\Delta P = f(q_l, q_g, \mu_l, P_e, d_b) \quad 3-41$$

A vazão de líquido é inerente a qualquer estudo que for realizado, e a vazão de gás será tratada em termos de fração de vazio. Conforme dito anteriormente, devido a existirem diversos estudos que tratam escoamento bifásico e em alta viscosidade separadamente, será avaliada aqui a interação entre a fração de vazio e a viscosidade conjuntamente.

Será analisada também a influência da pressão de entrada no desempenho da bomba, sendo a massa específica do gás função dessa variável.

Sobre a última variável a ser analisada, referente às bolhas na entrada da bomba, serão obtidas imagens do escoamento em sua admissão com o objetivo de relacionar seu diâmetro com o desempenho do conjunto.

Finalmente, será também analisado se os números adimensionais propostos no item 3.1 são capazes de representar o comportamento na presença de gás.



## **4. DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL**

Segundo Silva, João G. C., em seu livro *Estatística Experimental: Planejamento de Experimentos*, “experimento é o método de pesquisa para a derivação de inferências referentes a relações causais entre características que exprimem o desempenho e características cuja manifestação conveniente possam modificar esse desempenho”.

Com o objetivo de avaliar o impacto das variáveis de escoamento que afetam o desempenho de uma bomba centrífuga, foi construída uma facilidade experimental no Laboratório de Petróleo da Unicamp, descrita em detalhes neste capítulo.

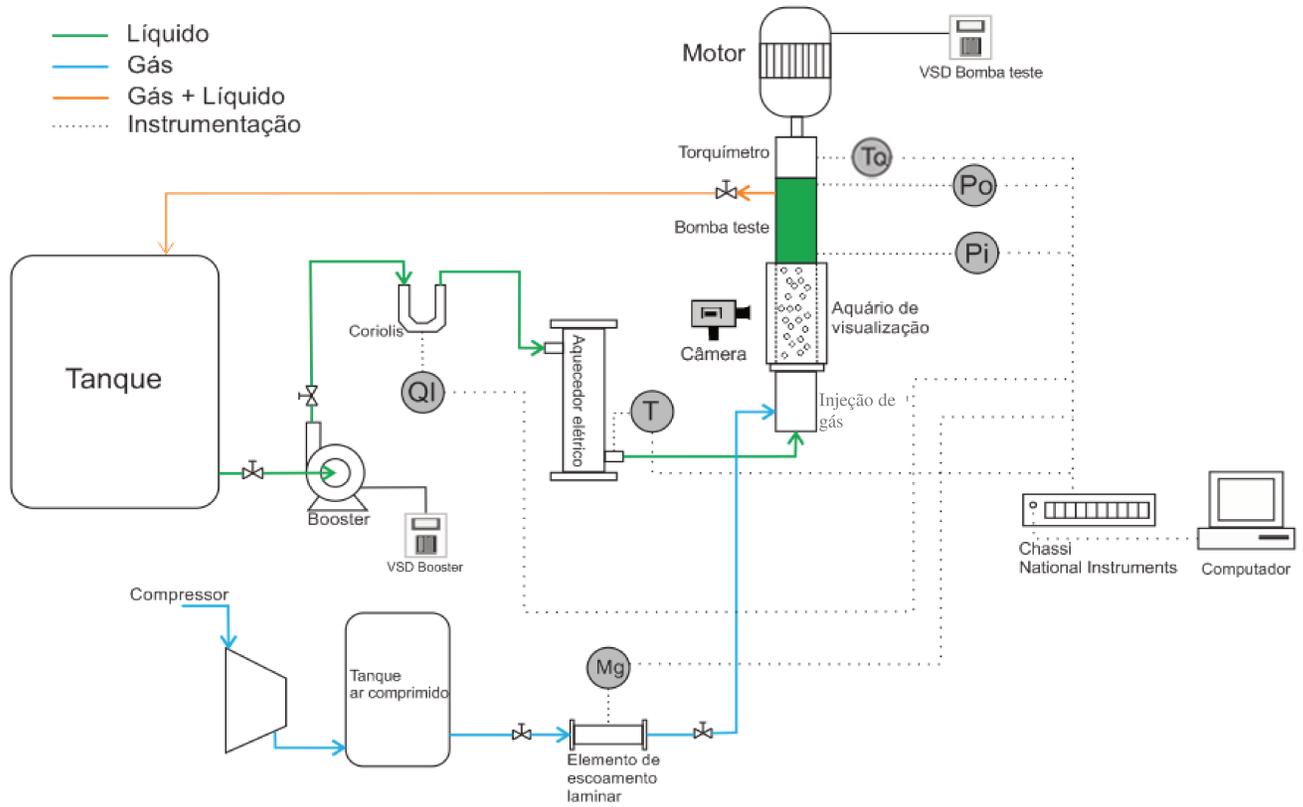
### **4.1. Facilidades experimentais**

A Figura 4-1 apresenta o aparato experimental utilizado, o qual consiste de um circuito fechado para circulação do líquido e injeção de gás a montante da bomba. Uma bomba booster bombeia o fluido do tanque separador para a bomba teste de forma a superar as perdas de carga no trajeto e controlar a pressão na entrada desta. Esse ajuste de pressão na admissão da bomba teste é realizado pelo controle do inversor de frequência interligado ao motor da bomba booster. O líquido, ao sair da booster, escoava através de um medidor do tipo Coriolis e a seguir através de um aquecedor de fluidos, o qual tem o objetivo de variar a viscosidade do líquido. O aquecimento do fluido ocorre de forma controlada através da potência dissipada por resistências elétricas.

Imediatamente antes da entrada da bomba foi instalado um duto com conexão flangeada em acrílico, onde ar comprimido é injetado através de dois bicos injetores na sua extremidade inferior, sendo a visualização realizada através de um aquário feito para redução da distorção das imagens. Maiores detalhes desta peça serão descritos no item 4-5.

O gás a ser injetado passa por um elemento laminador de fluxo e uma válvula controladora de vazão antes de entrar na tubulação, onde o escoamento se torna uma mistura bifásica e segue para a bomba teste. O detalhamento desta injeção de gás é apresentado no item 4-4. A bomba é acionada por um motor elétrico, também controlado por um inversor de frequência permitindo a

realização dos ensaios em diversas rotações, e suas características são apresentados no item 4-2. A vazão de líquido e a pressão de saída são controladas através de uma válvula globo, e a mistura segue para o tanque separador.



**Figura 4-1 – Bancada experimental**

A Tabela 4-1 apresenta a descrição dos principais equipamentos apresentados na figura 4-1. A instrumentação utilizada e seus detalhes serão descritas no item 4.6. As fotos da bancada encontram-se no Anexo A.

**Tabela 4-1 – Principais equipamentos utilizados para a montagem da bancada experimental**

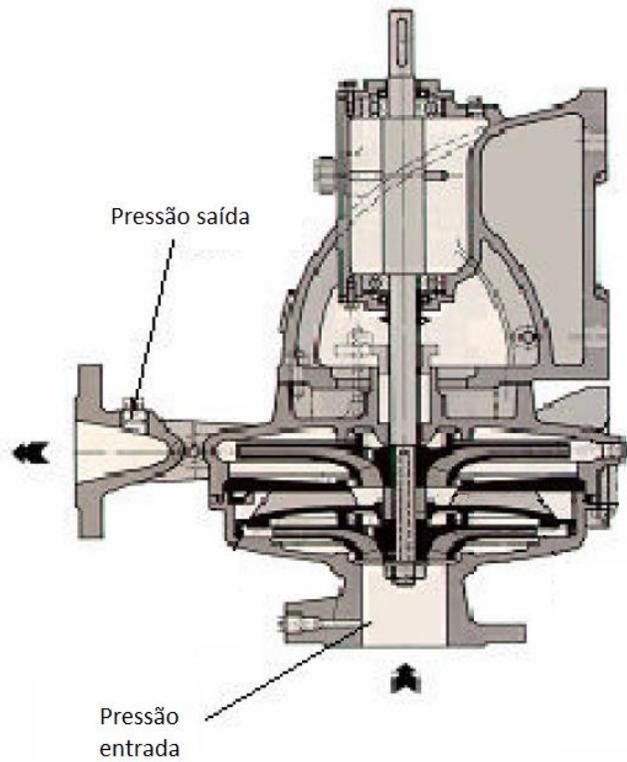
<b>Equipamento</b>	<b>Modelo</b>	<b>Observações</b>
Motor	WEG	Motor de indução trifásico, 220 V, 5 cv, 1160 rpm
Bomba teste	Imbil Ita 65 330 /2	Bomba centrífuga de teste com dois estágios, motor 5 Hp, 1200 rpm
Aquário de visualização e injeção de gás	-	Descrição no item 4.5
Tanque	-	Cilíndrico, em polipropileno, com capacidade de 1,2 m <sup>3</sup>
Bomba booster	KSB 50-160	Bomba centrífuga com rotor $\phi$ 174 mm e ponto de melhor eficiência 80,5% @ 104 m <sup>3</sup> /h
Medidor de vazão de líquido	Emerson Micro Motion F200S	Medidor mássico tipo Coriolis de 2”
Aquecedor de fluido	HG Resistência Novus N1100	40000 W de potência, 380V, 0,0508m de diâmetro, material aço 1020, sinal de saída 4-20 mA
Elemento de escoamento laminar	Meriam Instrument 50MJ10-9	Vazões máxima de 3 pe <sup>3</sup> /min para 8 pol H <sub>2</sub> O
Câmera	RedLake Motion Pro X3	Descrição no item 4.5
Inversor de frequência da bomba booster	WEG CFW-09	Trifásico, 220-230 V a 50-60 Hz, microprocessado com display digital e comando através de teclado.
Inversor de frequência da bomba teste	WEG CFW-08	Trifásico, 200-240V a 50-60 Hz, microprocessado com display digital e comando através de teclado.

#### **4.2. Bomba teste**

A bomba teste é do tipo voluta e composta de dois estágios, sendo fabricada pela Imbil, modelo Ita 65 330/2, utilizada por Estevam (2002) e Amaral (2007) em seus estudos. A Figura 4-2 apresenta uma foto do equipamento e a Figura 4-3 um desenho de seu interior onde os pontos de medição de pressão são destacados:



**Figura 4-2 – Foto da bomba teste Imbil ITA 65 330/2**



**Figura 4-3 – Pontos de medição da bomba Imbil ITA 65 330/2**

### Rotor do 1° estágio

- número de aletas: 8;
- espessura mínima e máxima da aleta: 3 mm / 3 mm;
- diâmetro interno e externo do rotor: 80 mm / 205 mm;
- ângulo de entrada e do canal do rotor: 22,5° e 36°;
- altura de canal do rotor na entrada e saída: 21 mm / 12 mm.

### Rotor do 2° estágio

- número de aletas: 8;
- espessura mínima e máxima da aleta: 4 mm / 4 mm;
- diâmetro interno e externo do rotor: 76 mm / 260 mm;
- ângulo de entrada e saída do canal do rotor: 23,5° e 35°;
- altura de canal do rotor na entrada e saída: 21 mm / 8 mm.

### Difusor

- número de aletas: 12;
- espessura mínima e máxima da aleta: 3 mm / 3 mm;
- diâmetro interno e externo: 205 mm / 254 mm;
- altura de canal na entrada e saída: 18 mm / 18 mm.

### Bocal indutor

- número de aletas: 8;
- espessura mínima e máxima da aleta: 3 mm / 3 mm;
- diâmetro interno e externo da saída: 90 mm / 30 mm.

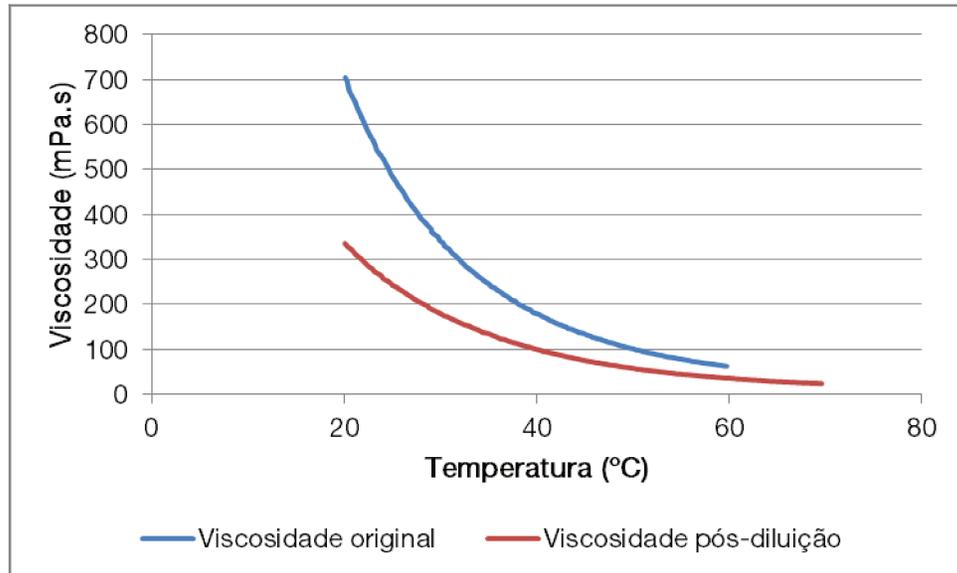
### 4.3. Fluidos de teste

Os fluidos selecionados para o estudo foram água, proveniente da rede de distribuição da cidade de Campinas, e glicerina. Os testes iniciais foram realizados com água para verificar a existência de vazamentos no circuito, analisar o funcionamento da instrumentação e levantar os ensaios experimentais iniciais, como a curva do fabricante e as relações de similaridade.

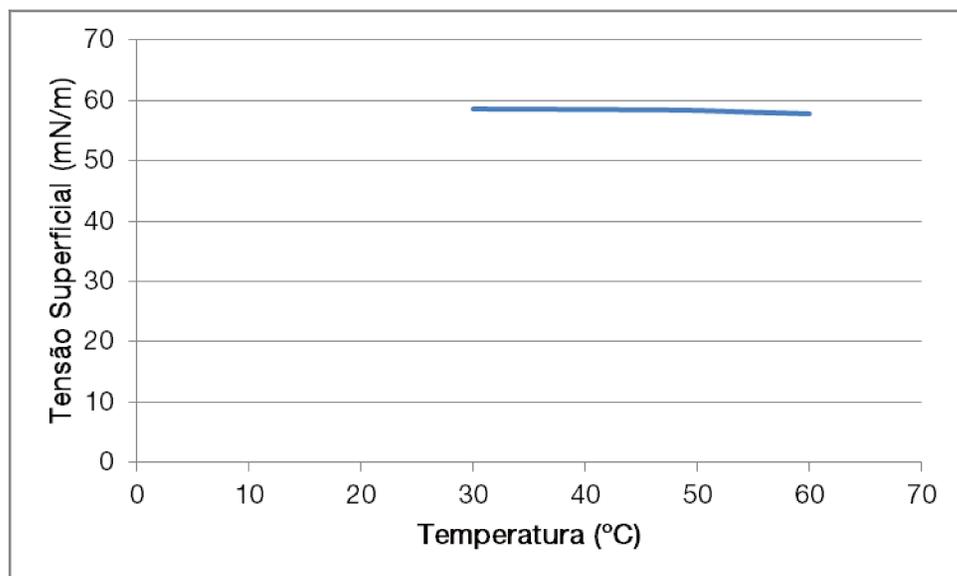
Para os ensaios viscosos, a glicerina foi selecionada por ser um fluido transparente, incolor, newtoniano, de baixa toxicidade e com grande variação da viscosidade em função da temperatura. É um fato conhecido que a glicerina incorpora gás na forma de microbolhas devido à turbulência do escoamento, gerando dúvidas se suas propriedades reológicas variam significativamente. Esta análise foi realizada por Amaral, Gilmar D. L. (2007) em sua dissertação, onde ele verificou que, para diferentes viscosímetros e condições operacionais, o comportamento antes e após a incorporação das bolhas é muito similar. Desta forma, não está sendo considerada neste estudo a influência das microbolhas na viscosidade do fluido.

O aquecedor presente no circuito permitiu a variação da temperatura da glicerina desde a temperatura ambiente até 60 °C, faixa na qual foram obtidas as curvas de viscosidade medidas em laboratório. Para a realização dos ensaios bifásicos foi necessário reduzir a viscosidade da glicerina através da adição de água, onde no item 4.3 as razões são apresentadas em maiores detalhes. Neste caso, a fração de água dissolvida na glicerina corresponde a 6,8% do volume final. A Figura 4-4 apresenta as curvas de viscosidade em função da viscosidade obtidas em laboratório para cada situação. Foi também obtida a tensão superficial da glicerina pós-diluição, a qual não apresentou variação significativa na faixa de temperatura de trabalho, conforme verificado na Figura 4-5.

Para quantificar fração de vazio em função das microbolhas, foi verificada a variação de volume de uma amostra inicialmente com 500 ml, a qual foi mantida em repouso até a separação total das fases. Conforme as imagens apresentadas na Figura 4-6, que representam antes e depois da liberação das microbolhas, houve uma variação de volume de 5 ml em 500 ml, correspondendo a uma fração de vazio igual a 1%.



**Figura 4-4 – Curvas de viscosidade versus temperatura da glicerina**



**Figura 4-5 – Tensão superficial da glicerina em função da temperatura**

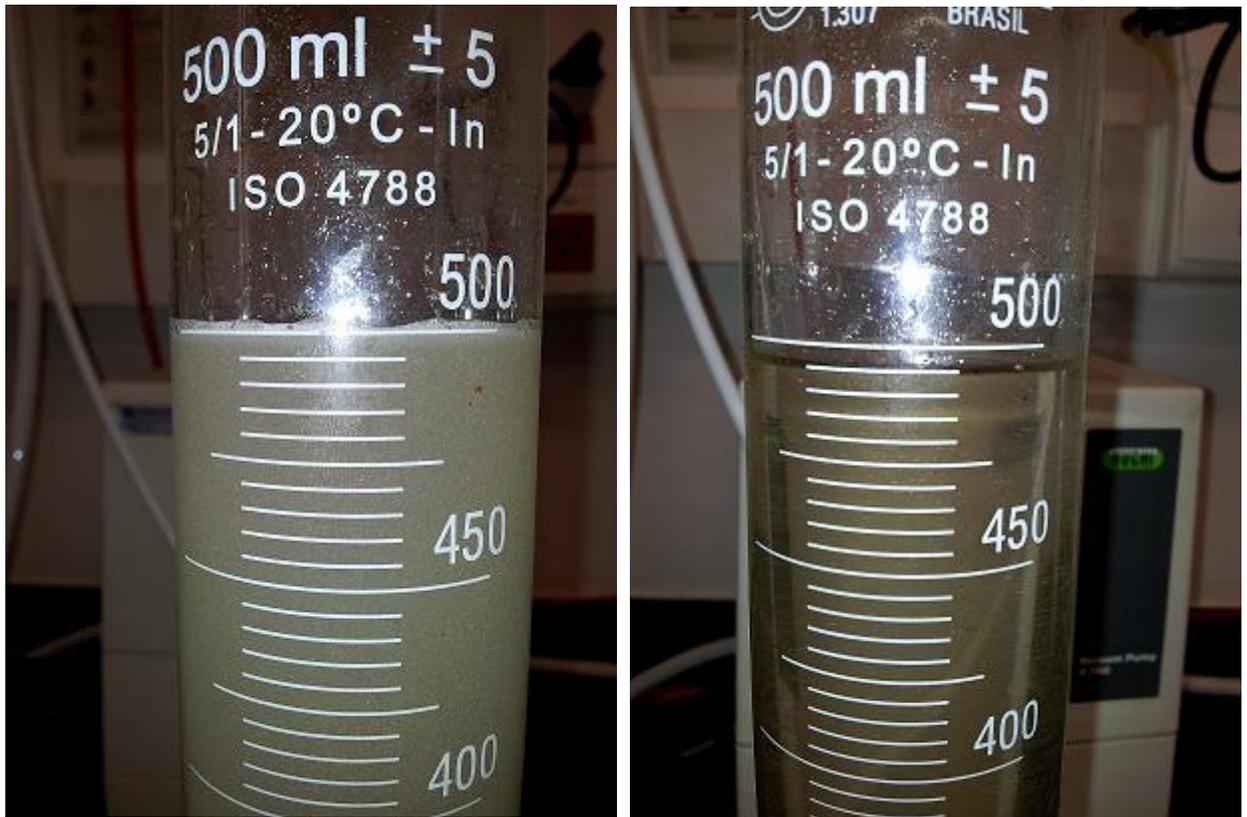


Figura 4-6 – Variação de volume da glicerina com e sem a presença de microbolhas

#### 4.4. Injeção de gás

A vazão de gás é obtida através de um elemento laminador de fluxo (*Laminar Flow Element* - LFE), sendo composto de inúmeros tubos de diâmetros pequenos o suficiente para que o escoamento interno seja laminar, independente do tipo de escoamento no tubo principal. Neste elemento a vazão é diretamente proporcional à pressão, relacionadas pela equação de Poiseuille apresentada abaixo (Equação 4-1):

$$q_{tubo} = \frac{\pi \cdot D_{tubo}^4}{128 \cdot \mu \cdot L_{tubo}} \Delta P \quad 4-1$$

A curva de calibração do LFE pode ser apresentada em função do diferencial de equação do segundo grau:  $Qg = B\Delta P^2 + C\Delta P$ . Esta vazão resultante deve ser corrigida pela viscosidade nas condições do escoamento,  $Qg_{P,T} = Qg * \frac{181,87}{\mu_{P,T}}$ . Para os baixos níveis de pressão utilizados no experimento, basta somente realizar a correção da viscosidade em função da temperatura, a qual é

medida através de um termopar instalado no circuito. A Figura 4-7 apresenta de forma esquemática a instrumentação utilizada para obter a temperatura, diferencial de pressão e pressão a montante no elemento de escoamento.

A viscosidade em função da temperatura é calculada através da seguinte relação (Equação 4-2):

$$\mu_{p,T} = \frac{14,58 \times T_{elf}^{3/2}}{110,4 + T_{elf}} \quad 4-2$$

onde  $T_{elf}$  é a temperatura no elemento laminador de fluxo, em Kelvin.

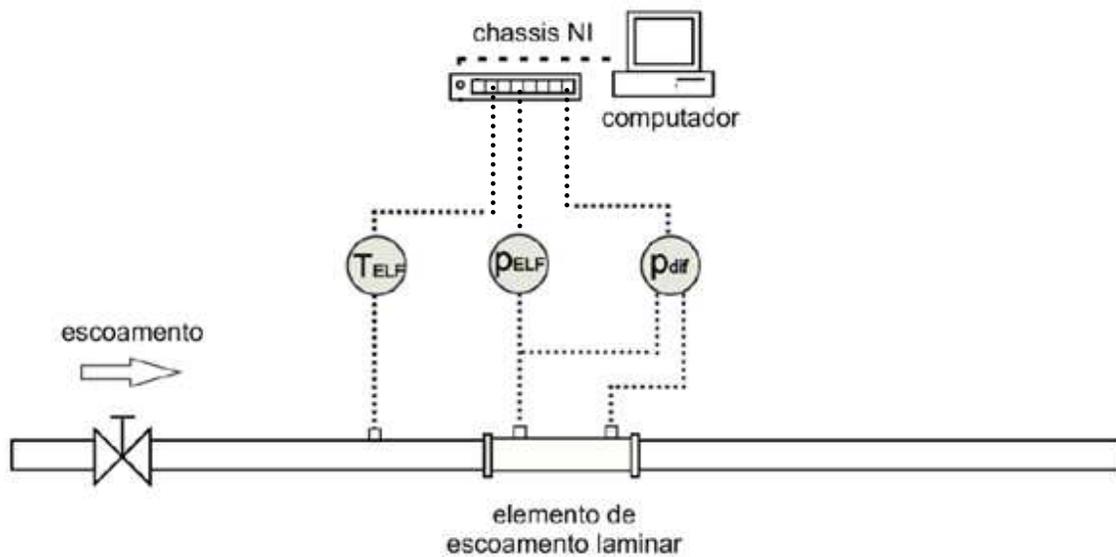


Figura 4-7 – Instrumentação para obtenção da vazão de gás

Devido à compressibilidade do ar, a vazão volumétrica no medidor é diferente da vazão volumétrica na admissão da bomba, sendo necessário realizar uma correção para essa condição. Aplicando-se a conservação da massa de ar entre o medidor e a sucção da bomba, obtém-se (Equação 4-3):

$$q_g = \frac{q_{g,LFE} \times \rho_{g,LFE}}{\rho_g} \quad 4-3$$

onde  $q_{g,LFE}$  e  $\rho_{g,LFE}$  são a vazão volumétrica e a massa específica do ar medidas no elemento de escoamento laminar, respectivamente, e  $\rho_g$  é massa específica do ar nas condições de pressão e temperatura na entrada da bomba.

O cálculo da massa específica do ar na admissão da bomba é feito utilizando a lei dos gases perfeitos (Equação 4-4):

$$\rho_g = \frac{P_{e,abs}}{R \times T_{abs}} \quad 4-4$$

onde  $P_{e,abs} = P_e + P_{atm}$  e  $T_{abs} = T + 273,15$

A obtenção de  $P_e$  (pressão na admissão da bomba) e  $T$  (temperatura do escoamento) é descrita em maiores detalhes no item 3.5.

#### 4.5. Visualização

Para realizar a visualização do escoamento na entrada da bomba, foi instalada uma estrutura em acrílico conforme apresentada na Figura 4-8. Esta peça possui 62 cm de comprimento, diâmetro interno e espessura de parede da tubulação de 84 mm e 3 mm, respectivamente. Ar comprimido é injetado em dois pontos opostos na parte inferior da peça, onde acima um aquário preenchido com água elimina distorções da curvatura do tubo e permite visualizar o diâmetro das bolhas oriundas dessa injeção.

A injeção do ar foi realizada inicialmente através de dois bicos injetores, opostos entre si, cada um com três furos de 0,5 mm de diâmetro cada, conforme apresentado na Figura 4-9. O resultado foi uma coalescência entre as bolhas geradas pelos três furos, gerando uma grande bolha que resultava em surging na bomba mesmo para mínimas vazões de gás. Foi decidido alterar a injeção para ocorrer através de uma agulha hipodérmica com dimensões 0,8192 e 0,513 mm de diâmetro externo e interno, respectivamente.



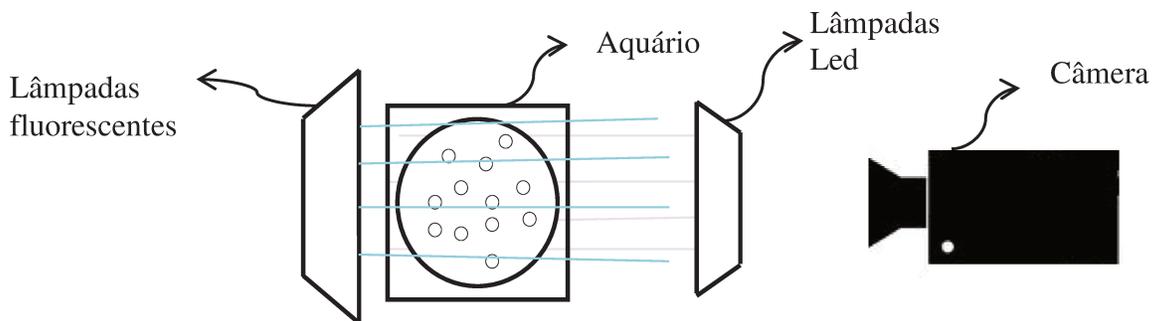
**Figura 4-8 – Aquário de visualização em acrílico**



**Figura 4-9 - Bicos de injeção de ar utilizados.**

Para a aquisição de imagens do escoamento bifásico de água ar foi utilizada uma câmera *RedLake Motion Pro X3*. Trata-se de uma câmera *SLR (Single Lens Reflex)* digital, de corpo e lente separados, permitindo obter 1000 quadros por segundo para uma resolução de 1280 x 1080 pixels.

De forma a obter imagens nítidas com velocidades da fase contínua da ordem de 0,8 m/s, foi necessária a utilização de tempos de exposição entre 118,7 a 949,4  $\mu$ s, exigindo uma grande quantidade de luz para obtenção de imagens nítidas. Após alguns testes de iluminação, o melhor resultado foi obtido utilizando quatro lâmpadas fluorescentes de 74 watts cada, instaladas atrás do aquário, e um canhão de lâmpadas *LED (light-emitting diode)* posicionado na frente, conforme apresentado na Figura 4-10.



**Figura 4-10 – Esquema de iluminação**

#### **4.6. Aquisição de dados**

O sistema de aquisição de dados é composto de um microcomputador interligado aos módulos de aquisição da *National Instruments*, os quais recebem os sinais dos sensores de pressão, vazão, temperatura e torque. Todos os sinais são transmitidos e recebidos por um módulo de aquisição em corrente de 4 a 20 mA, os quais são responsáveis pela digitalização dos dados.

A Tabela 4-2 apresenta os equipamentos compõem o sistema de aquisição, além dos medidores de vazão de líquido e gás já apresentados na tabela 4-1:

**Tabela 4-2 – Itens do sistema de aquisição de dados**

<b>Equipamento</b>	<b>Modelo</b>	<b>Faixas e resoluções</b>
Transmissor de pressão	Rosemount 2088	Duas unidades calibradas de fábrica de 0-10 bar. Sinal de saída 4-20 mA.
Torquímetro	Omega TQ501-1k	Com condicionador de sinais modelo DP-41S e sinal de saída 4-20 mA.
Módulo de aquisição de dados	National Instruments NI 9203	Módulo de entrada de corrente, 8 canais, 16 bits, $\pm 20$ mA e taxa de aquisição de 200 kS/s.

Para medição, cálculo e visualização das variáveis foi utilizado o software *LabVIEW*. A Tabela 4-3 apresenta a descrição das variáveis originadas através dos sensores e a Tabela 4-4 as variáveis inseridas manualmente através da interface do programa. Essas variáveis constituem o fundamento para todos os cálculos posteriores, apresentados na Tabela 4-5. A Figura 4-11 apresenta a interface do software mencionado.

A cada rodada de teste, para uma determinada vazão, são registrados os sinais vindos dos sensores a uma frequência de 100 Hz durante 30 segundos, onde é obtida uma média destes 3000 registros.

A rotina computacional desenvolvida buscou facilitar a realização dos ensaios, sendo que as variáveis da Tabela 4-5 eram calculadas e algumas exibidas seus resultados em tempo real através da interface gráfica.

As incertezas associadas à medição são apresentadas no Apêndice C.

Tabela 4-3 - Variáveis medidas no sistema de aquisição de dados

Variável	Descrição
dPlfe	Diferencial de pressão no elemento laminador de fluxo [inH <sub>2</sub> O]
MI	Vazão mássica de líquido [kg/s]
Pe	Pressão manométrica na entrada da bomba [bar]
Plfe	Pressão na entrada do elemento laminador de fluxo [bar]
Ps	Pressão manométrica na descarga da bomba [bar]
T	Temperatura do fluido [°C]
Tlfe	Temperatura no elemento laminador de fluxo [°C]
Torque	Torque no eixo da bomba centrífuga convencional [lbf.in]

Tabela 4-4 - Variáveis inseridas manualmente no LabVIEW

Variável	Descrição
BSW	Fração de água existente na glicerina
Rot	Rotação da bomba teste [rpm]

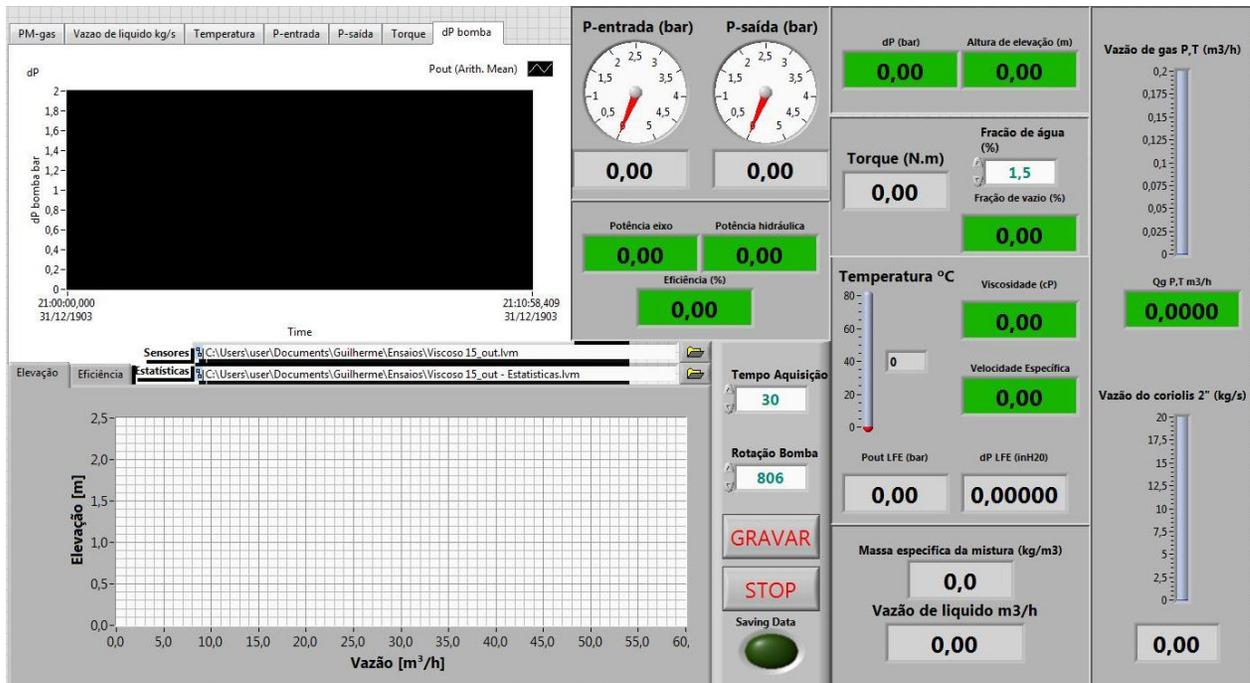


Figura 4-11 – Interface gráfica do sistema de aquisição de dados

Tabela 4-5 - Parâmetros calculados no LabVIEW.

Variável	Descrição	Equação
<b>Alfa</b>	Fração de vazio [%]	$qg/(qg+ql)*100$
<b>dP</b>	Diferencial de pressão na bomba	$Ps-Pe$
<b>Efic</b>	Eficiência da bomba [%]	$(Pot\ hidr/Pot\ eixo)*100$
<b>H</b>	Altura de elevação da bomba [m]	$(Ps-Pin)*100000/(9,81*rom)$
<b>mig</b>	Viscosidade do ar	$14,58*(Tlfe+273,15)^{1,5}/(110,4+Tlfe+273,15)$
<b>Ns</b>	Velocidade específica	$0,1707825*raiz((ql+qg)*150,9554)*Rot/((H/0,3048)^{0,75})$
<b>Pot eixo</b>	Potência de eixo [W]	$Torque*0,1129848*Rot*\pi/30$
<b>Pot hidr</b>	Potência hidráulica [W]	$(ql/3600)*(dP*100000)$
<b>qg</b>	Vazão volumétrica de gás na entrada da bomba [m <sup>3</sup> /h]	$qglfe*rolfe/rog$
<b>qglfe</b>	Correção da vazão em função da viscosidade do ar	$qgnao*181,87/mig$
<b>qgnao</b>	Vazão de gás no ELF não corrigida	$1,699011*(4,37217*10^{-1}*dPlfe-5,00422*10^{-3}*dPlfe^2)$
<b>ql</b>	Vazão volumétrica de líquido [m <sup>3</sup> /h]	$Ml/\rho l*3600$
<b>rog</b>	Massa específica do gás	$(Pe*100000+101400)/(287,05*(T+273,15))$
<b>roglfe</b>	Massa específica da mistura no ELF [kg/m <sup>3</sup> ]	$((Plfe+(0,0024908*dPlfe)/2)*100000+101325)/(287,05*(Tlfe+273,15))$
<b>rol</b>	Massa específica do líquido	$bsw/100*998+(100-bsw)/100*1259,9$
<b>rom</b>	Massa específica da mistura [kg/m <sup>3</sup> ]	$rol*(1-alfa/100)+Rog*alfa/100$
<b>μl</b>	Viscosidade do líquido [cP]	$-0,0135*T^3 + 2,1126*T^2 - 114,92*T + 2255,5$ (antes da diluição) $-0,0035*T^3 + 0,6281*T^2 - 39,545*T + 897,1$ (após diluição)

#### 4.7. Procedimento experimental

Para delineamento do estudo os experimentos foram realizados em três etapas principais, com o progressivo aumento do número de variáveis e complexidade a cada uma:

*i) Bomba operando com escoamento monofásico de água*

Os testes iniciais foram realizados com água para obtenção da curva de desempenho da bomba, comparando-a com a fornecida pelo fabricante, além de verificar se o seu comportamento atende às relações de similaridade. Para isto, foram realizadas as seguintes etapas:

1. Liga-se a bomba booster e, a seguir, a bomba teste, fixando uma rotação para esta através do inversor de frequência. A rotação da bomba teste permanece fixa ao longo de todo o ensaio;
2. Com a válvula globo totalmente aberta, ajusta-se uma rotação para a bomba booster de forma que o fluido chegue com pressão positiva na sucção da bomba teste e que a pressão gerada por esta seja nula. Esse ponto corresponde à vazão máxima, ou condição operacional de altura de elevação nula.
3. Aguarda-se a estabilização do escoamento;
4. Registram-se para este ponto, por um período de 30 segundos e a uma frequência de aquisição de 1k Hz, as seguintes variáveis: vazão volumétrica, pressão na sucção, pressão na descarga e torque. A potência hidráulica, a potência no eixo e a eficiência são calculadas;
5. Para a próxima condição operacional da bomba teste, restringe-se o escoamento através do fechamento da válvula globo até a vazão desejada. Repetem-se os procedimentos 3 e 4.

O procedimento 5 é realizado até que a condição de shut-off seja estabelecida. Nessas condições a vazão é nula e a altura de elevação gerada pela bomba é máxima.

*ii) Bomba operando com escoamento monofásico de fluido viscoso*

Com a finalização dos testes com água, a próxima etapa foi validar a proposta de Solano (2009) sobre a representação do comportamento monofásico da bomba utilizando números adimensionais. A demonstração deste modelo encontra-se no Apêndice B. O objetivo deste ensaio é obter a altura de elevação e a capacidade específicas adimensionais para velocidades específicas constantes. Foram escolhidas quatro velocidades específicas: no ponto de melhor eficiência ( $N_s=656$ ), 25% da vazão acima do ponto de melhor eficiência ( $N_s=854$ ) e 25% e 50% abaixo ( $N_s=518$  e 402, respectivamente). O cálculo para sua obtenção encontra-se no apêndice D.

Neste ensaio, o fluido de trabalho foi trocado para glicerina, onde sua viscosidade foi reduzida ao longo do ensaio através do aumento da temperatura. O procedimento consta das seguintes etapas:

1. Liga-se a bomba booster e, a seguir, a bomba teste, fixando uma rotação para esta através do inversor de frequência;
2. Obtém-se manualmente a velocidade específica desejada através de ajuste na válvula globo e na rotação da bomba booster;
3. Registram-se para este ponto, por um período de 30 segundos e a uma frequência de aquisição de 1k Hz, as seguintes variáveis: vazão volumétrica, pressão na sucção, pressão na descarga, temperatura do escoamento e torque;
4. Fixa-se outra rotação na bomba teste e as etapas 2 e 3 são repetidas;
5. Inicia-se o processo novamente escolhendo desta vez outra velocidade específica, repetindo os passos 1 a 4;
6. Nota-se que os ensaios acima foram obtidos a uma temperatura com pequena variação, em função do atrito do escoamento e da ineficiência das bombas. Neste ponto liga-se o aquecedor elétrico aumentando a temperatura do fluido, o que resulta em uma alteração da viscosidade da glicerina;
7. Para a nova temperatura obtida, repetem-se novamente as etapas 1 a 5. Este procedimento é realizado desde a temperatura ambiente até o fluido atingir aproximadamente 60 °C.

*iii) Bomba operando com escoamento bifásico de fluido viscoso*

Os ensaios apresentados a seguir são originados da fundamentação teórica apresentada no item 3.3:

*a. Interação entre a viscosidade e a fração de vazio*

O objetivo desta análise é verificar o impacto na altura de elevação da bomba para diversas viscosidades e frações de vazio mantendo a vazão de líquido constante. Para isto, o seguinte procedimento foi adotado:

- 1) Com o fluido inicialmente a temperatura ambiente, liga-se a bomba booster e a bomba teste, a qual é mantida a 806 rpm durante todo o ensaio. A rotação da booster é ajustada de forma que vazão de líquido seja igual a 15 m<sup>3</sup>/h;
- 2) Inicia-se a injeção de gás até atingir a fração de vazio desejada. Isto irá afetar a vazão de líquido do sistema (ocorre um diferente ponto de equilíbrio entre pressão requerida versus pressão disponível);
- 3) Para retornar a vazão de líquido para 15 m<sup>3</sup>/h, atua-se na rotação da bomba booster e/ou abertura/fechamento da válvula globo localizada na saída da bomba teste. Isto, contudo, irá alterar a fração de vazio;
- 4) Os passos 2 e 3 são repetidos até convergir para a fração de vazio desejada e vazão de líquido de 15 m<sup>3</sup>/h;
- 5) É feito o registro dos dados, os quais são obtidos dos sensores a uma frequência de 100 Hz durante 15 segundos, realizando-se a seguir a média destes 1500 registros.
- 6) A temperatura do fluido é incrementada por 2-3 graus Celsius atuando-se no aquecedor elétrico. Depois de atingida a temperatura, repetem-se os passos 2 a 6.
- 7) O procedimento é repetido até atingir 60 °C, a qual é a temperatura limite para não danificar o tubo de acrílico.

*b. Influência da pressão no desempenho da bomba*

O objetivo desta análise foi avaliar o desempenho da bomba para valores crescentes de pressão em sua admissão, mantendo a vazão de líquido constante. O seguinte procedimento foi adotado:

- 1) Liga-se a bomba booster e a bomba teste, a qual é mantida a 806 rpm durante todo o ensaio. O aquecedor elétrico é configurado para aquecer o fluido até 60 °C. A rotação da booster é ajustada de forma que vazão de líquido seja igual a 15 m<sup>3</sup>/h e a pressão na entrada da bomba teste seja a menor possível;
- 2) Realiza-se a injeção de gás até atingir a fração de vazão desejada. Isto irá afetar a vazão de líquido do sistema (ocorre um diferente ponto de equilíbrio entre pressão requerida versus pressão disponível);
- 3) Para retornar a vazão de líquido para 15 m<sup>3</sup>/h, atua-se na abertura/fechamento da válvula globo localizada na saída da bomba teste. Isto, contudo, irá alterar a fração de vazão;
- 4) Os passos 2 e 3 são repetidos até convergir para a fração de vazão desejada e vazão de líquido de 15 m<sup>3</sup>/h;
- 5) É feito o registro dos dados, os quais são obtidos dos sensores a uma frequência de 100 Hz durante 15 segundos, realizando-se a seguir a média destes 1500 registros.
- 6) A rotação da bomba booster é incrementada. Para manter a vazão constante em 15 m<sup>3</sup>/h, é necessário restringir a válvula globo na saída da bomba teste, o que faz aumentar sua pressão de entrada;
- 7) Repete-se o processo a partir do passo 2 até que a pressão na entrada seja igual a aproximadamente 2 bar.

Devido ao circuito não possuir um trocador de calor, o que possibilitaria controlar a temperatura, o fluido aqueceu entre um a dois graus Celsius em cada obtenção de curva, consequentemente variando a viscosidade em torno de 5 cP.

*c. Visualização das bolhas na entrada da bomba*

Para analisar a influência das bolhas visando manter o mais constante possível as outras variáveis do sistema, decidiu-se alterar o bico injetor de ar enquanto ocorria o escoamento, e realizada a medição e obtenção de imagens das bolhas resultantes imediatamente antes e depois da mudança. A análise foi realizada para duas frações de vazão: 0,25% e 0,5%, ambas para uma vazão de líquido de 15 m<sup>3</sup>/h.

*d. Comportamento dos números adimensionais de Solano (2009) para escoamento bifásico*

Esta análise teve como objetivo verificar se a proposta de mapeamento de Solano (2009) para escoamento monofásico é válida na presença de gás. O ensaio foi realizado de modo que, para diversas frações de vazio e viscosidades, fossem obtidas as mesmas velocidades específicas utilizadas no caso monofásico. Para isso, o seguinte procedimento foi adotado:

- 1) A vazão do sistema é ajustada através da rotação da booster e atuação da válvula globo até atingir a velocidade específica desejada;
- 2) Ao iniciar a injeção de gás, ocorre uma queda na altura de elevação e, como não há queda na vazão e a rotação é constante, conseqüentemente a velocidade específica aumenta, conforme a equação 4-5:

$$N_s = 0,1707825 \frac{\sqrt{q}N}{H^{3/4}} \quad 4-5$$

- 3) Para reduzir a velocidade específica é necessário reduzir a vazão, atuando-se na rotação da bomba booster e/ou fechamento da válvula globo. Deve-se ressaltar que a fração de vazio não está sendo controlada;
- 4) Ao atingir a velocidade específica desejada, é feito o registro dos dados, os quais são obtidos dos sensores a uma frequência de 100 Hz durante 15 segundos, realizando-se a seguir a média destes 1500 registros.
- 5) O procedimento é repetido para diferentes viscosidades, rotações e velocidades específicas.

#### **4.8. Limitações da bancada e do experimento**

Por se tratar de uma bancada construída com equipamentos não mais utilizados de outros experimentos, diversas dificuldades e limitações foram encontradas, destacando-se:

- Limite da vazão de líquido: o aquecedor elétrico instalado no circuito limitou a vazão máxima do sistema em aproximadamente 40 m<sup>3</sup>/h;

- No caso da glicerina, a alta viscosidade em temperatura ambiente elevou a potência de eixo da bomba booster de tal modo que a amperagem resultou em valores acima da capacidade da instalação elétrica local;

- O duto de visualização em acrílico limitou a pressão máxima de admissão em 2 bar;

- A associação de alta viscosidade, resultando em baixa vazão da booster, juntamente com a formação e coalescência de bolhas grandes resultou em frequente bloqueio de gás da bomba teste. Isto exigiu realizar a diluição da glicerina e mudar a injeção de gás de forma a obter bolhas menores;

- Não é possível resfriar o fluido, somente aquecê-lo, portanto não há controle de temperatura. Desta maneira, para possibilitar a realização dos ensaios, eles foram realizados com temperaturas crescentes ou, quando necessário utilizar uma viscosidade constante, em um ponto de elevada temperatura na qual a variação de viscosidade em função da temperatura;

- A glicerina se torna opaca em função das microbolhas geradas após poucos minutos iniciado o ensaio, prejudicando a visualização das bolhas injetadas. Como a separação é lenta, somente foi possível obter uma ou duas fotos no início do dia de cada ensaio.



## 5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Este capítulo apresenta primeiramente os resultados obtidos para a bomba operando com escoamento monofásico com água, os quais servirão de referência para avaliar seu desempenho quando trabalhando com fluido viscoso e escoamento bifásico, apresentados posteriormente. Todos os dados são apresentados no Anexo B.

### 5.1. Bomba operando com escoamento monofásico de água

A Figura 5-1 compara o desempenho da bomba baseado na curva fornecida pelo fabricante com os dados experimentais obtidos, ambos a 1150 rpm, onde pode ser verificado que a bomba está apresentando um desempenho inferior ao de um equipamento novo. Esta deterioração era esperada devido à corrosão existente em seu interior, pois se trata de um equipamento antigo, além de eventuais folgas existentes devido ao uso como também em sua montagem.

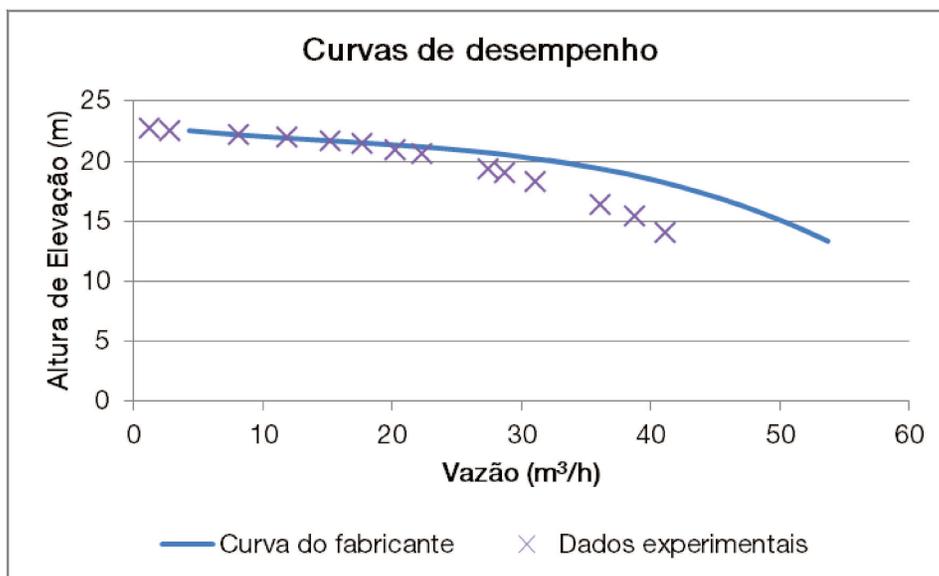
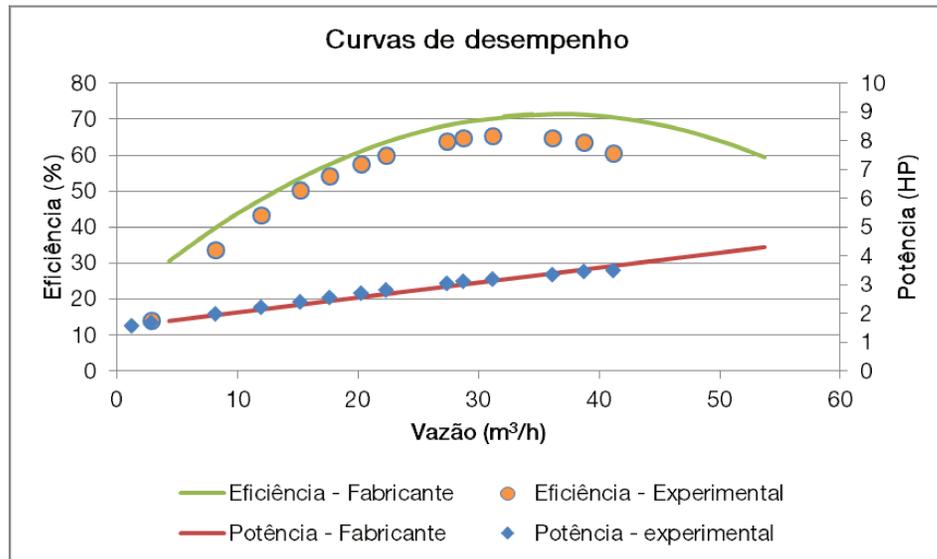


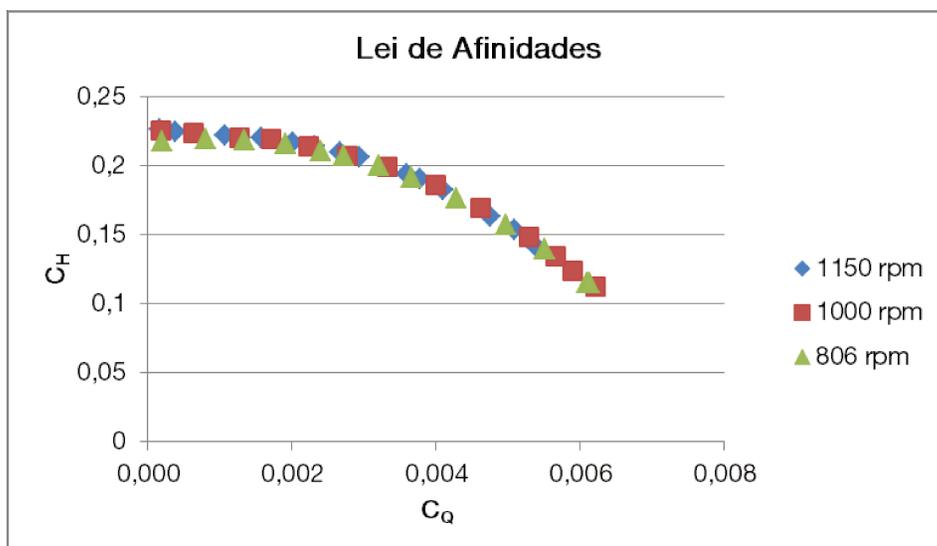
Figura 5-1 – Curva de elevação da bomba a 1150 rpm

A Figura 5-2 apresenta as curvas de eficiência e de potência de eixo obtidas experimentalmente comparadas com as fornecidas pelo fabricante.



**Figura 5-2 – Curvas de eficiência e potência da bomba a 1150 rpm**

Foi obtido o desempenho da bomba para as rotações 806, 1000 e 1150 rpm, as quais foram colapsadas em uma única curva utilizando as leis de similaridade, conforme a Figura 5-3. Isto é necessário para verificar se a bomba opera adequadamente em rotações não especificadas pelo fabricante, como também para avaliar se o circuito e sua instrumentação estão adequados.



**Figura 5-3 – Aplicação da lei de afinidades**

Devido à limitação de vazão existente no sistema de aproximadamente 40 m<sup>3</sup>/h, conforme dito no item 4.8, para as análises subsequentes foi adotada a rotação de 806 rpm já que nesta rotação foi possível obter praticamente toda a faixa da curva de elevação, conforme a Figura 5-4. Para este caso, a vazão máxima e a altura de elevação máxima são, respectivamente, 45,2 m<sup>3</sup>/h e 10,75 m, sendo o ponto de melhor eficiência (*BEP*) em 24 m<sup>3</sup>/h com 55% de eficiência.

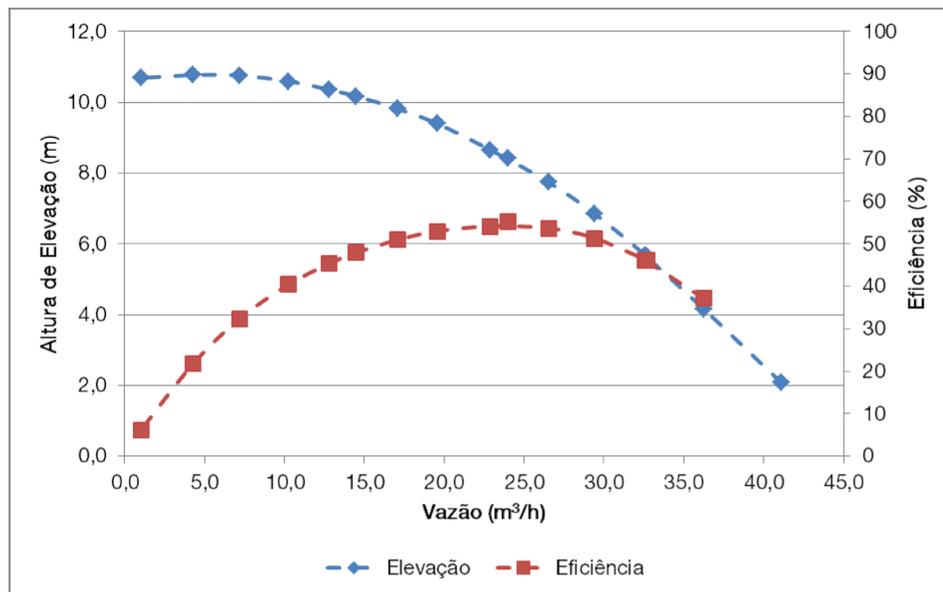


Figura 5-4 – Curva de elevação e eficiência para 806 rpm

## 5.2. Bomba operando com escoamento monofásico de glicerina

Realizando o mesmo procedimento adotado para mapeamento dos dados ilustrados na figura B-9, localizada no Apêndice B, mas utilizando as novas variáveis propostas, verifica-se que a relação  $C_H=f(C_Q, n_s)$  é válida da mesma forma que a função  $\Psi = f(\Phi, Ns)$ , conforme apresentado na Figura 5-5.

A Figura 5-6 apresenta os resultados da relação  $C_H=f(C_Q, X)$ , onde são representadas as isolinhas do comportamento de  $X$ . Deve-se mencionar que, como os ensaios não foram realizados considerando a variável  $X$  constante, para possibilitar plotar este gráfico os pontos foram agrupados entre os valores de  $X$  mais próximos.

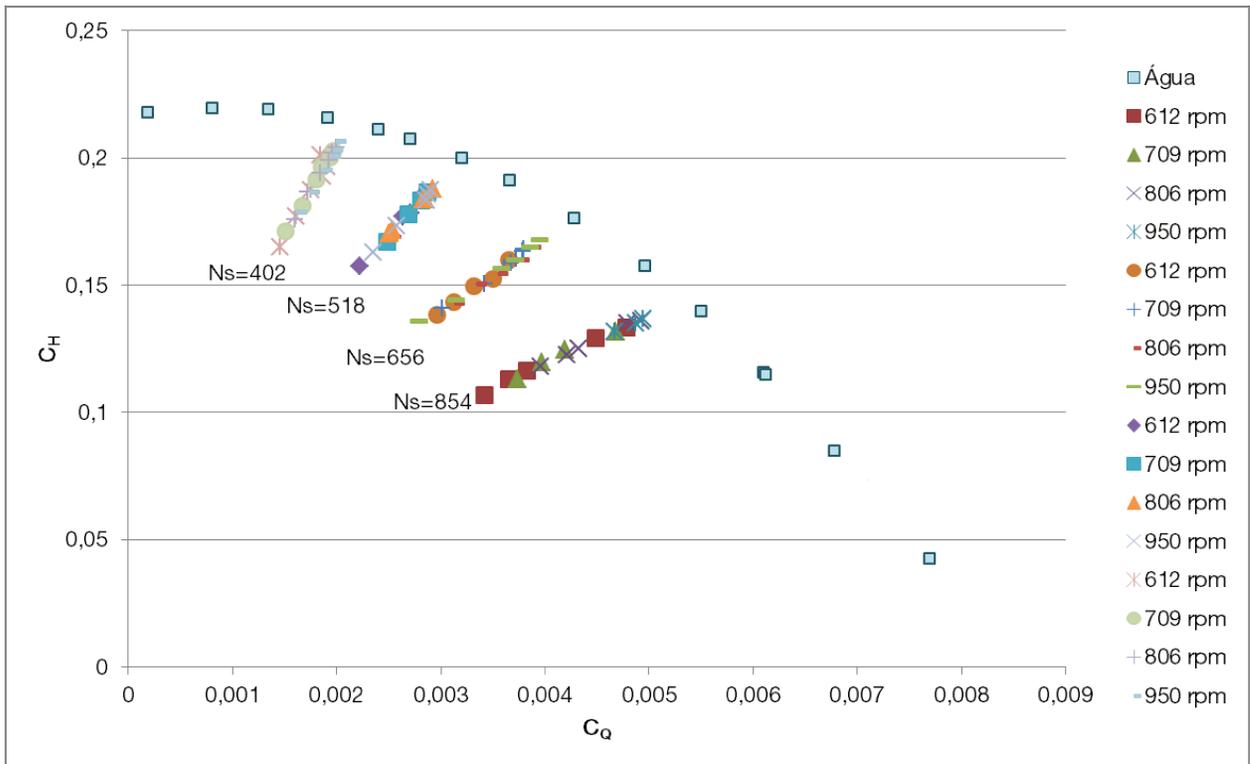


Figura 5-5 – Mapeamento do comportamento da bomba utilizando coeficientes existentes na literatura

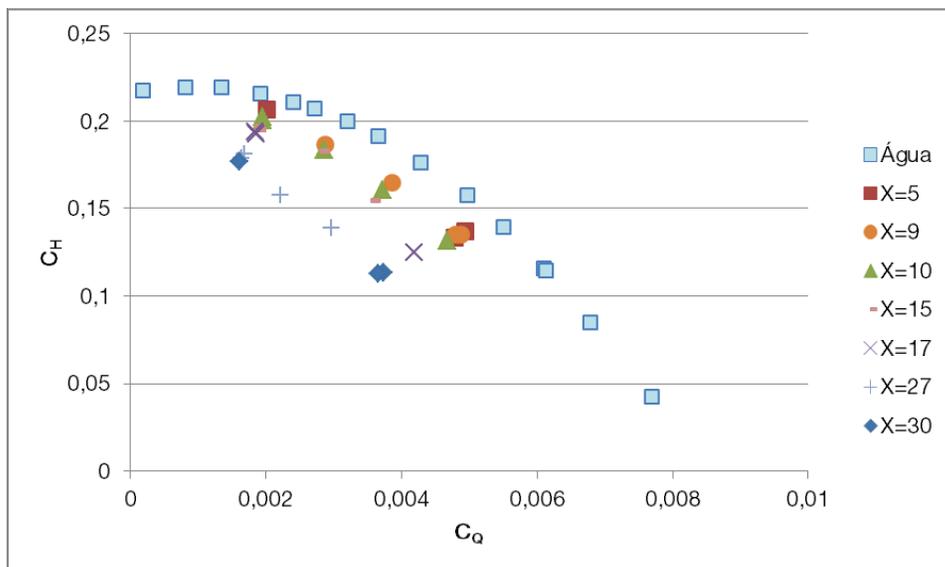


Figura 5-6 – Comportamento da relação funcional entre  $C_Q$ ,  $C_H$  e X

Com relação à expressão algébrica representada pela equação 3-29, foi realizada uma regressão numérica aos valores experimentais utilizando o software Mathematica®, reduzindo a equação à seguinte forma (Equação 5-1):

$$C_H = a_0 - a_2XC_Q - a_3C_q^2 \quad 5-1$$

onde, para os dados deste estudo,  $a_0=0,223513$ ,  $a_2=- 0,732976$  e  $a_3=- 2726,25$ . Deve-se ressaltar que os coeficientes foram obtidos para  $X$  considerando a viscosidade cinemática em centistokes, ou seja,  $10^6$  vezes o valor quando comparada à unidade do Sistema Internacional ( $m^2/s$ ).

A Figura 5-7 apresenta os resultados da equação 5-1 comparados aos dados experimentais, onde se verifica que a maioria dos pontos possui erro inferior a  $\pm 10\%$ , apresentando boa concordância. Isto comprova que existe uma relação válida  $C_H=f(C_Q, X)$ , no formato da equação anterior, onde as constantes adimensionais  $a_i$  devem ser obtidas experimentalmente.

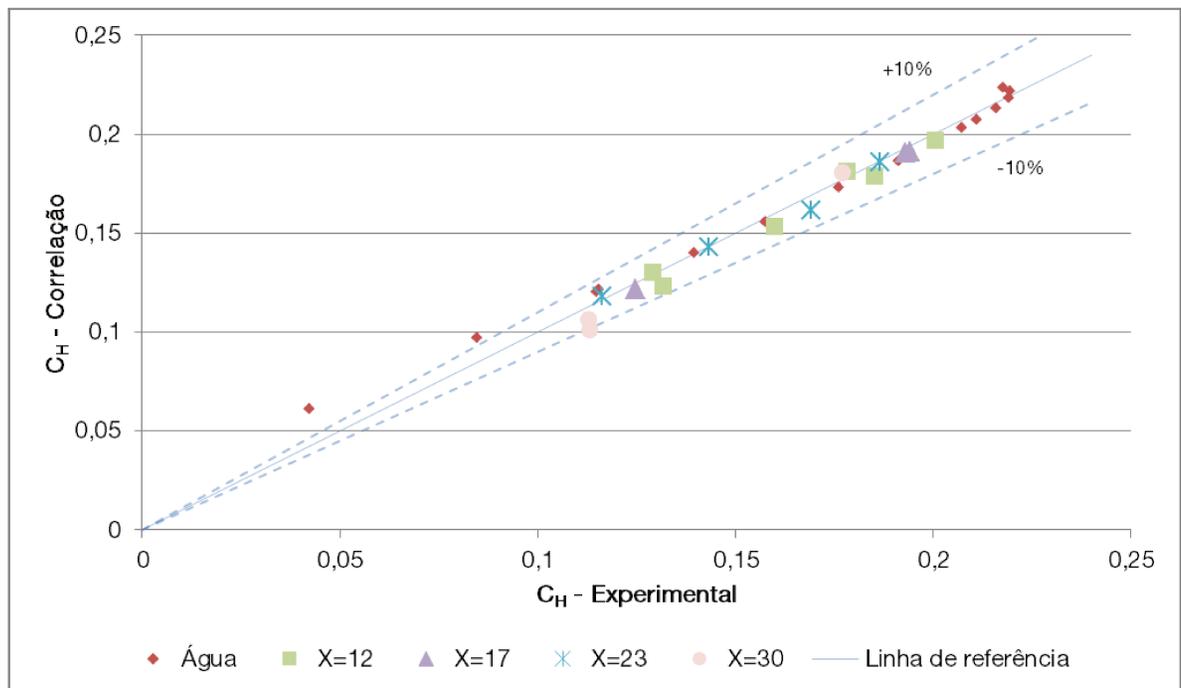
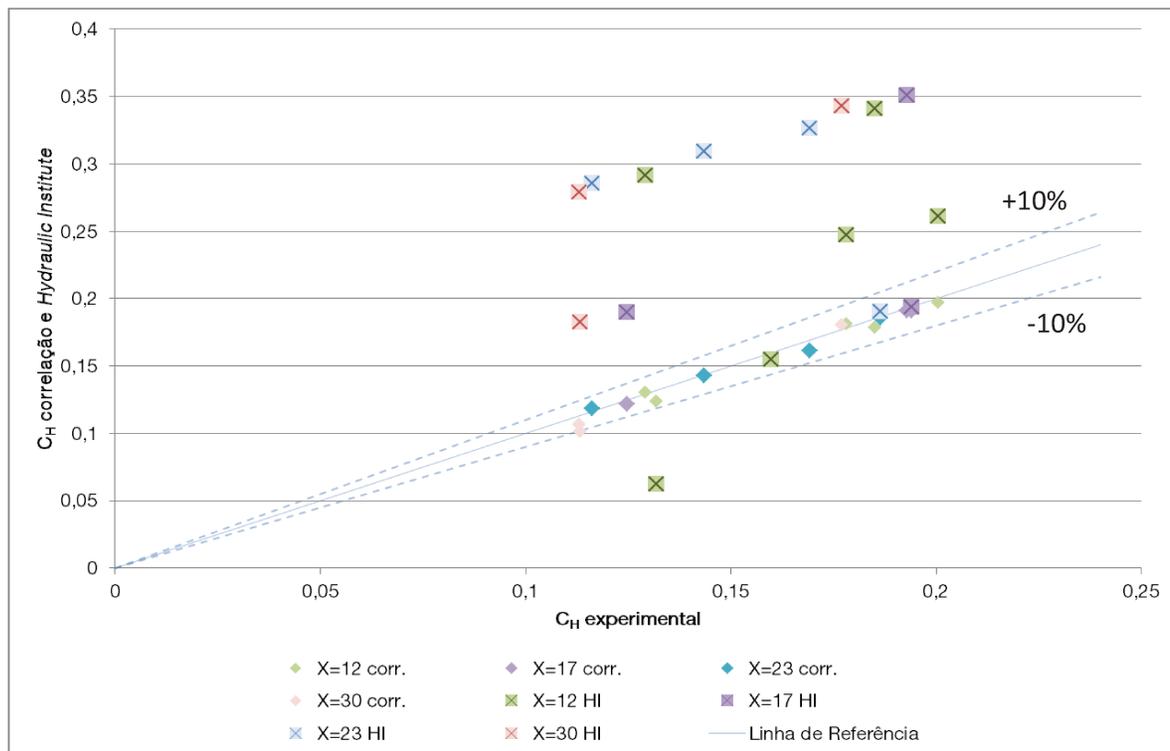


Figura 5-7– Resultados da equação 5-1 proposta para  $C_H$  obtida através de regressão aos dados experimentais

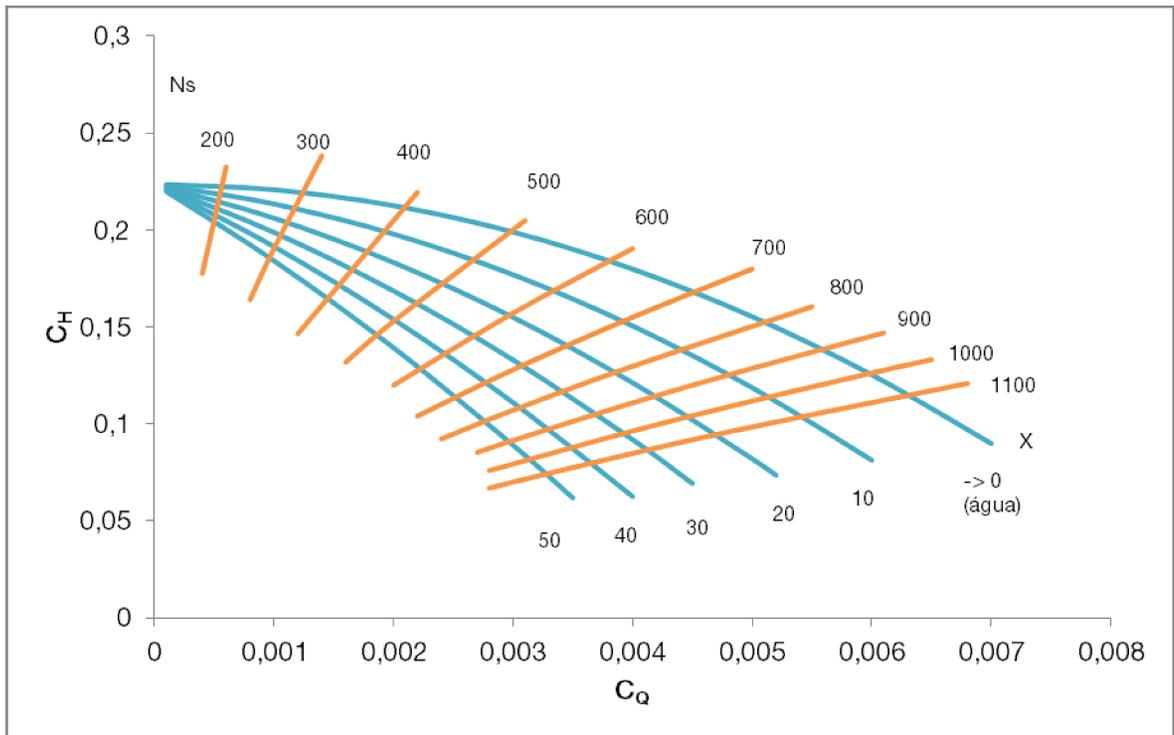
Os resultados experimentais e os da equação 5-1 foram comparados às equações de correção do comportamento da bomba em função da viscosidade propostas pelo *Hydraulic Institute* em 2010, onde a Figura 5-8 apresenta os resultados obtidos. Pode se verificar a imprecisão das

respostas calculadas utilizando a proposta do *HI*, fato possivelmente devido a não considerarem geometria da bomba em sua correção.



**Figura 5-8 – Comparação entre os resultados obtidos experimentalmente, através da equação 5-1 proposta e a partir do Hydraulic Institute**

A Figura 5-9 apresenta o mapeamento completo das relações  $C_H=f(C_Q, X)$  e  $C_H=f(C_Q, ns)$  utilizando a equação 5-1 e extrapolando para todo o range de trabalho. Vale ressaltar a convergência das curvas de  $X$  para o coeficiente de altura de elevação da água quando  $C_Q$  tende a zero, conforme esperado.



**Figura 5-9 – Mapeamento completo do coeficiente de carga utilizando a equação 5-1 onde os valores foram extrapolados para toda a faixa de trabalho**

O mesmo procedimento foi realizado para o caso da potência de eixo para a equação 3-37, onde através de regressão numérica no software Mathematica® semelhante ao caso anterior, foram obtidos os coeficientes  $b_0=0,000618632$ ,  $b_1=0,0000263855$ ,  $b_2=0,319631$ ,  $b_3=0,00445414$  and  $b_4=-28,1499$ .

A Figura 5-10 apresenta os resultados da relação obtida com os dados experimentais. Semelhante ao caso anterior, verifica-se que a maioria dos pontos possui um erro inferior a  $\pm 10\%$ , apresentando boa concordância.

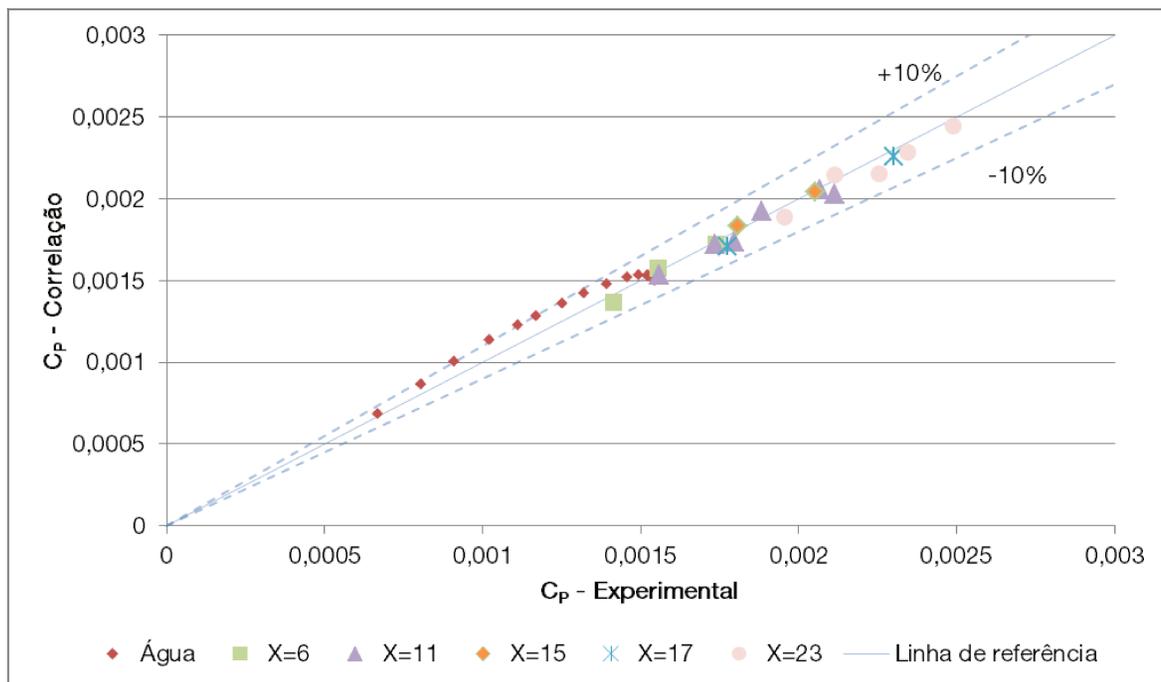


Figura 5-10 - Resultados da equação 3-37 proposta para  $C_p$

A eficiência obtida experimentalmente foi comparada com a eficiência calculada através das equações propostas de  $C_H$  e  $C_P$ , utilizando para isso a equação 3-8. Os resultados são apresentados na Figura 5-11, onde em geral foi encontrada uma boa concordância entre os resultados.

Semelhante à figura 5-9, a Figura 5-12 apresenta o mapeamento da eficiência da bomba em função da equação 3-8 extrapolando para toda a faixa de trabalho. Os coeficientes  $C_H$  e  $C_P$  nesta equação são representados pelas equações 5-1 e 3-37, respectivamente, e  $n_s$  pela equação 3-9.

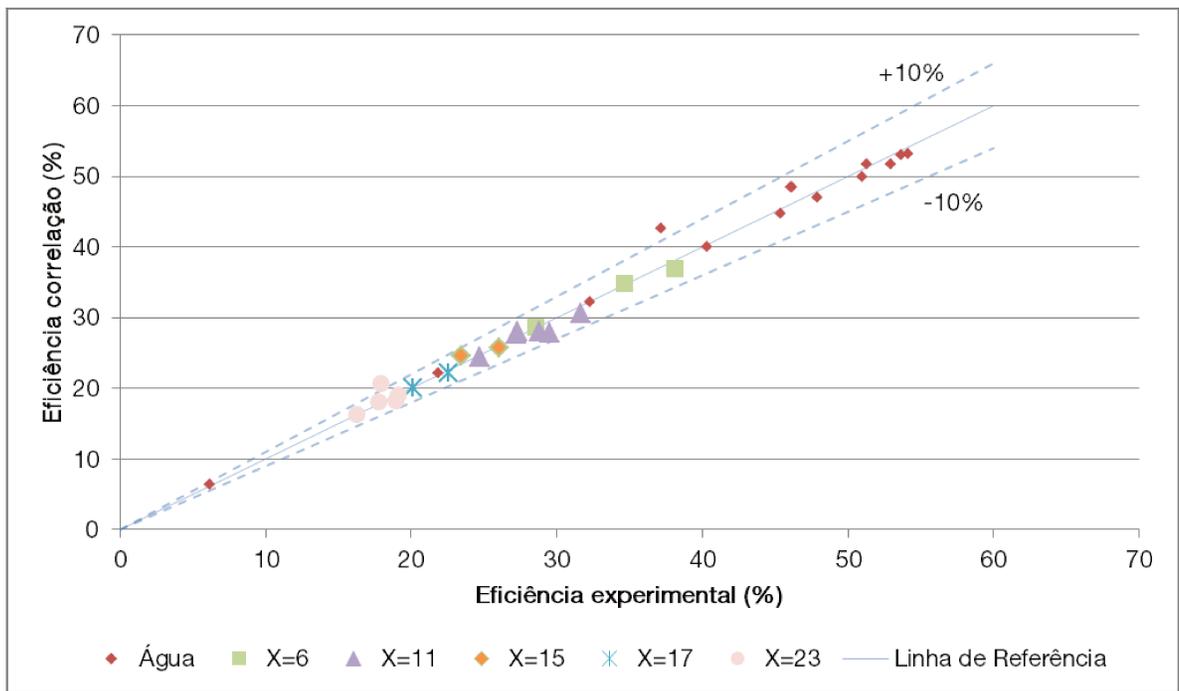


Figura 5-11 – Eficiência da bomba em função do coeficiente de carga

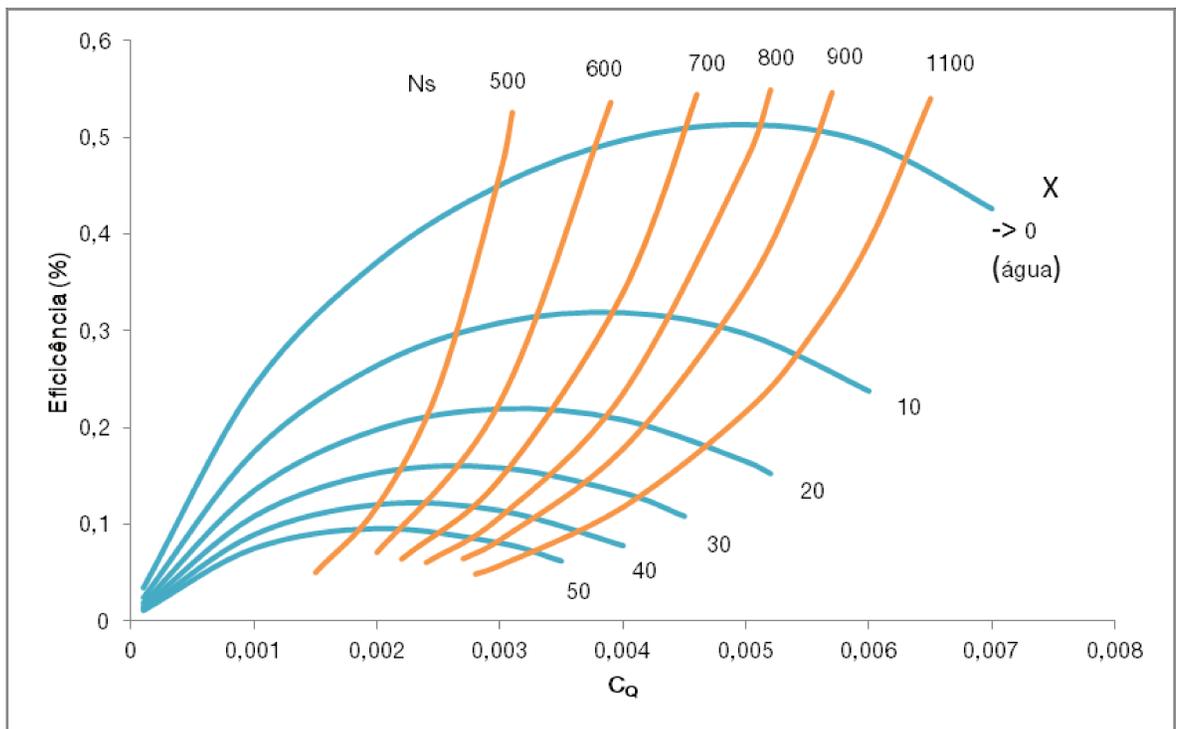


Figura 5-12 - Mapeamento completo da eficiência utilizando a equação 3-8 onde os valores foram extrapolados para toda a faixa de trabalho

### 5.3. Bomba operando com escoamento bifásico

Em função da alta viscosidade do líquido, o que resultou em uma baixa vazão do sistema, os primeiros ensaios resultaram em um escoamento laminar que levou a um fenômeno de coalescência das bolhas antes da admissão da bomba. Isto se deve ao perfil parabólico das linhas de corrente: quanto mais próximo ao centro do tubo maior a velocidade do escoamento, resultando em uma diferença de pressão para uma bolha situada neste campo, conforme apresentado na Figura 5-13. Esta diferença resulta em uma força em direção ao centro da tubulação, fazendo com que todas as bolhas injetadas se dirigissem ao centro e coalescessem, formando uma grande bolha.

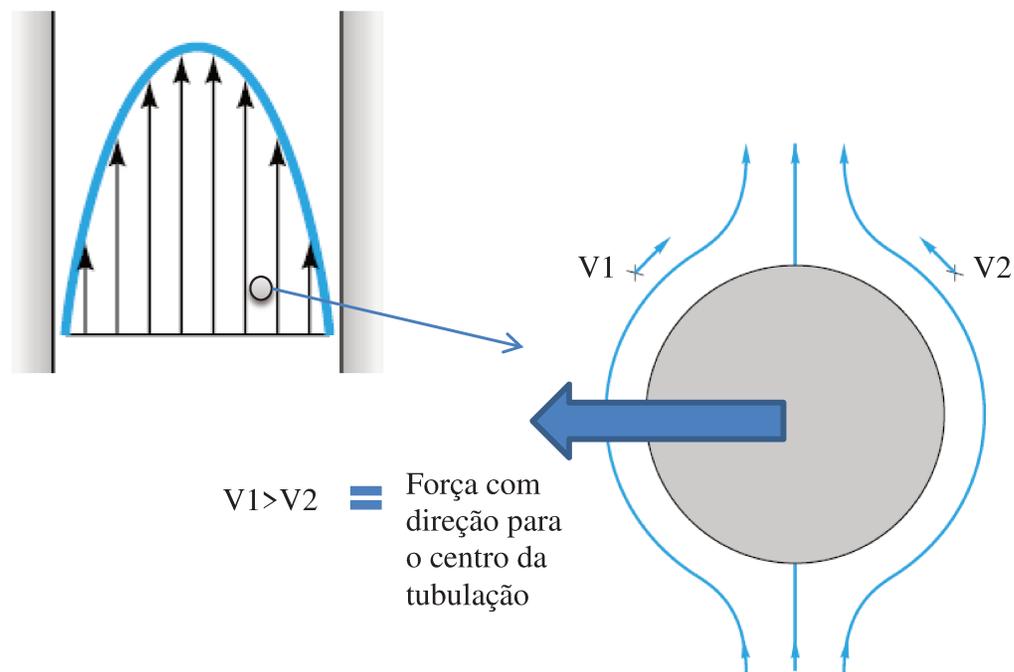
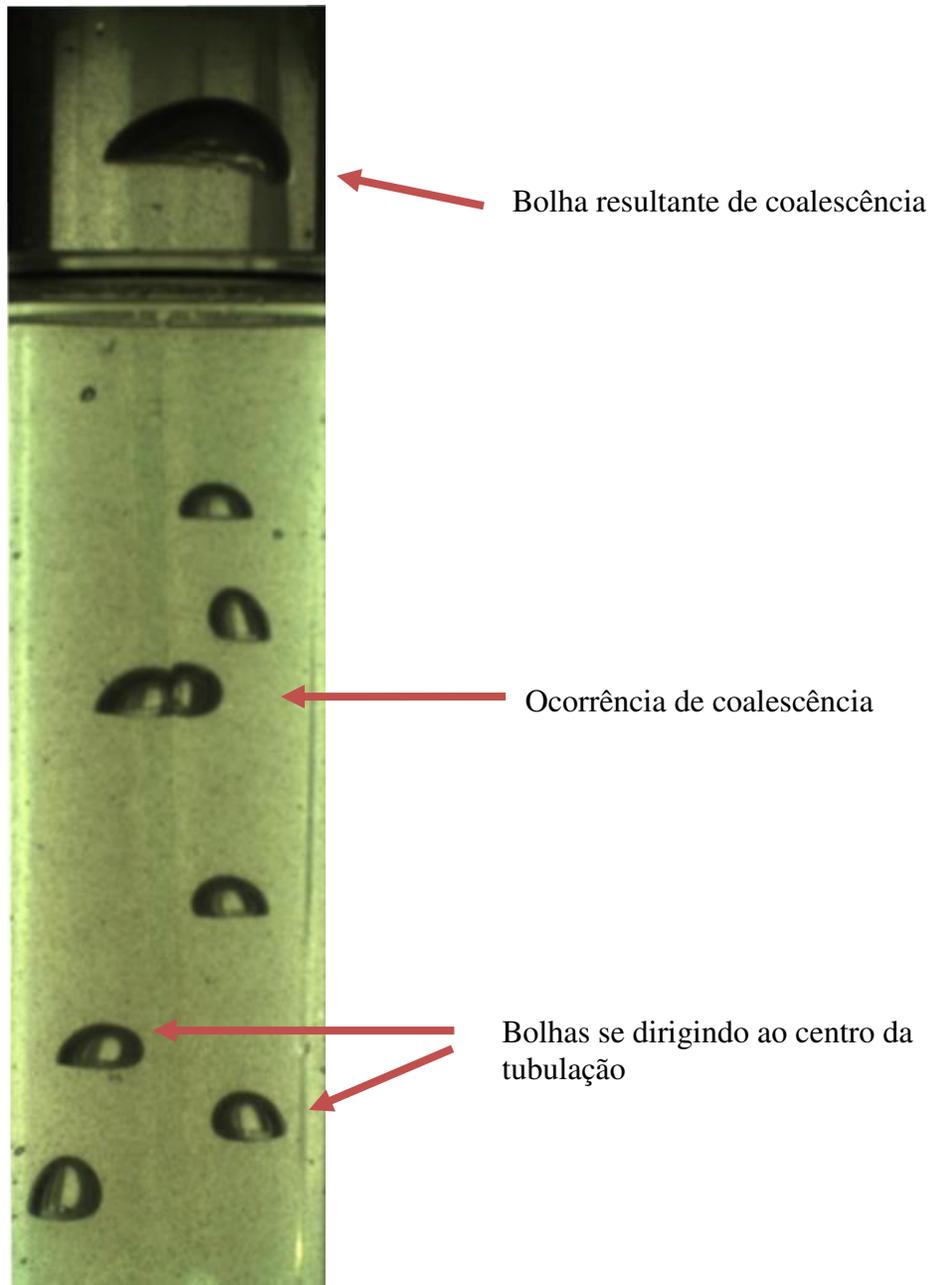


Figura 5-13 – Influência do perfil de velocidade em uma bolha em escoamento

O diâmetro da bolha resultante dessa coalescência estava muito superior ao diâmetro crítico, resultando em bloqueio de gás da bomba teste. A Figura 5-14 apresenta uma imagem obtida desse fenômeno, onde é possível verificar as bolhas se dirigindo ao centro da tubulação, a ocorrência de uma coalescência e uma grande bolha já formada.

Para possibilitar a realização dos ensaios, foi necessário aumentar a vazão do sistema para não haver tempo suficiente da coalescência ocorrer como também tentar atingir um escoamento turbulento. Como a bomba booster estava no limite de sua capacidade, isto somente foi possível reduzindo a viscosidade do líquido através da adição de água na glicerina, onde os novos valores laboratoriais obtidos foram apresentados na Figura 4-4.



**Figura 5-14 – Fotografia do escoamento apresentando a coalescência das bolhas.**

### 5.3.1. Interação entre a viscosidade e a fração de vazio

O objetivo desta análise é verificar o impacto na altura de elevação da bomba para diversas viscosidades e frações de vazio mantendo a vazão de líquido constante, conforme procedimento descrito no item 4.7, subitem *iii*, parágrafo a.

A Figura 5-15 apresenta os resultados encontrados. O eixo das abscissas representa o incremento da viscosidade, e das coordenadas um valor adimensional entre a altura de elevação obtida dividida pela altura de elevação monofásica com água (igual a 10,1 m para a vazão de 15 m<sup>3</sup>/h).

Fica evidente que, quanto maior a viscosidade, maior a degradação para uma mesma fração de vazio. Para baixas viscosidades, a turbulência é maior e conseqüentemente as bolhas encontradas são menores em função do maior número de quebras, resultando em menor degradação. Altas viscosidades, pelo contrário, podem favorecer a coalescência e formação da bolha alongada na entrada do impelidor.

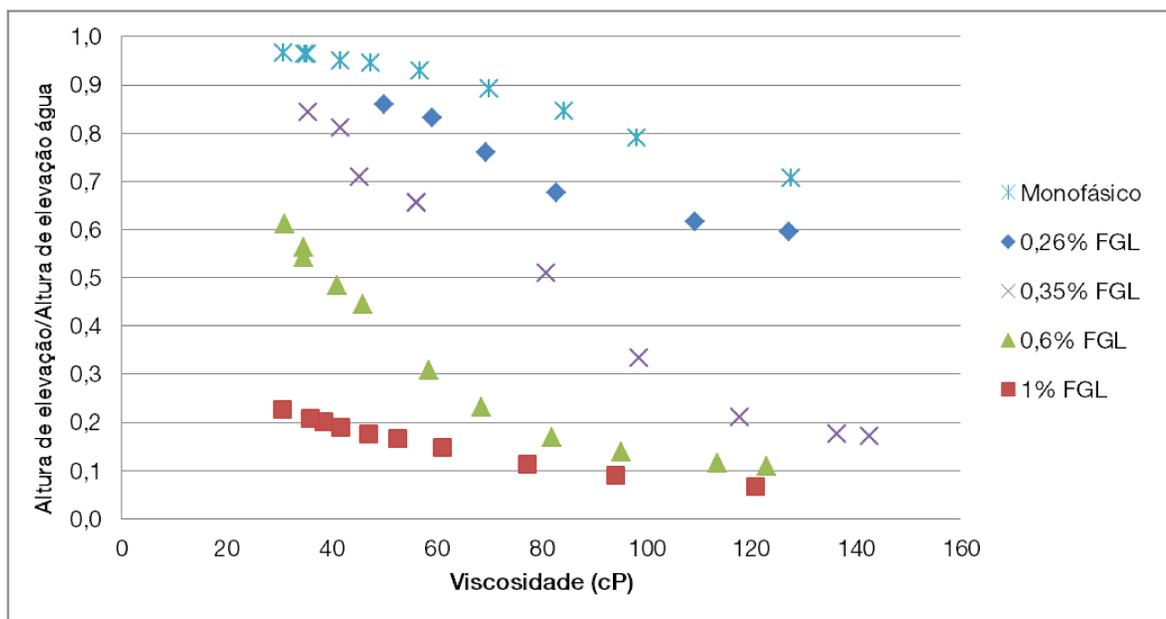


Figura 5-15 - Curvas de elevação da bomba em função da viscosidade para diversas frações de gás livre.

Baseando nos dados encontrados deste estudo, verifica-se uma tendência de queda linear em cada curva, já que com o aumento da viscosidade a altura de elevação não aumenta nem se mantém constante, pode-se supor que existe um valor de viscosidade máximo na qual a altura de

elevação de cada curva será nula, gerando um ‘bloqueio em função da viscosidade’. Deve-se ressaltar que este valor é dependente da fração de gás livre. A Figura 5-16 ilustra essa situação. Para 0,26% de fração de gás livre, de acordo com a equação resultante pode-se concluir que a viscosidade máxima na qual existirá o bloqueio viscoso com gás é igual a:

$$\text{Altura de elevação adimensional} = -0,0012 * \text{viscosidade} + 0,7518$$

Para a altura de elevação adimensional ser igual a zero, a viscosidade é 626 cP. No caso de 0,35% de FGL, a viscosidade é igual a 251 cP. É evidente que, quanto mais larga a faixa de viscosidades testadas, mais precisos serão esses resultados, e são válidos somente para o modelo de bomba ensaiada. Pode-se concluir que o aumento da fração de gás reduz a viscosidade necessária para ocorrência da altura de elevação nula.

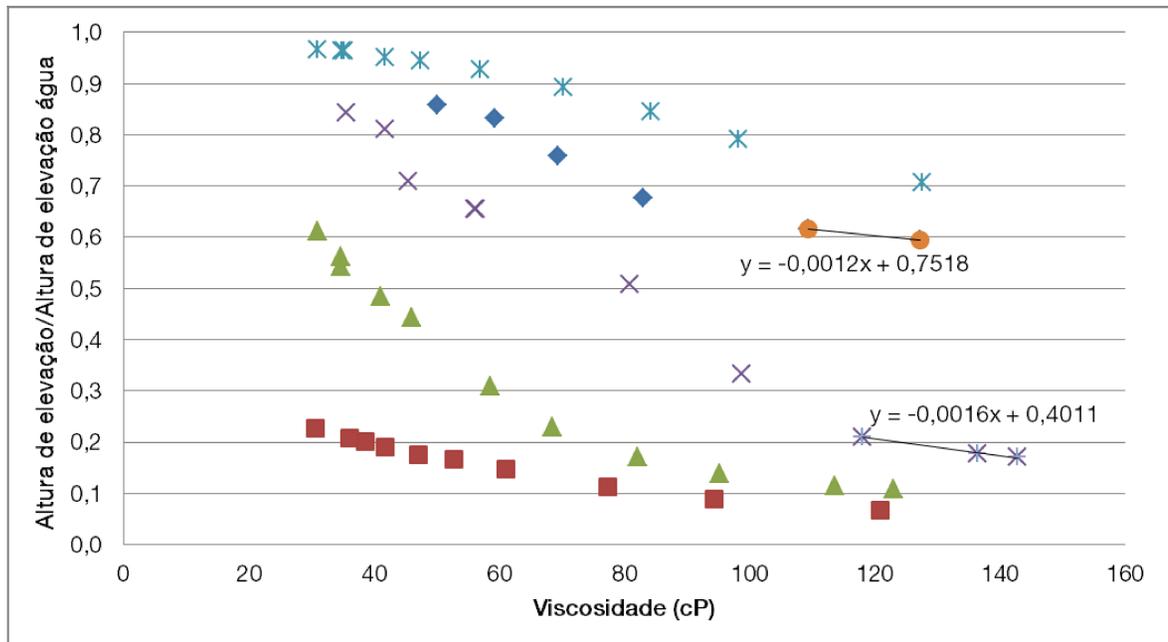


Figura 5-16 - Linha de tendência da queda da altura de elevação.

### 5.3.2. Influência da pressão no desempenho da bomba

O objetivo desta análise foi avaliar o desempenho da bomba para valores crescentes de pressão em sua admissão, mantendo a vazão de líquido constante, conforme procedimento descrito no item 4.7, subitem *iii*, parágrafo b.

Pode-se verificar que, através das Figuras 5-17 a 5-21, o aumento da pressão de entrada influencia o comportamento da bomba, reduzindo a degradação da altura de elevação. Isto está de acordo com os resultados obtidos por Lea & Bearden (1980) e Monte Verde (2011).

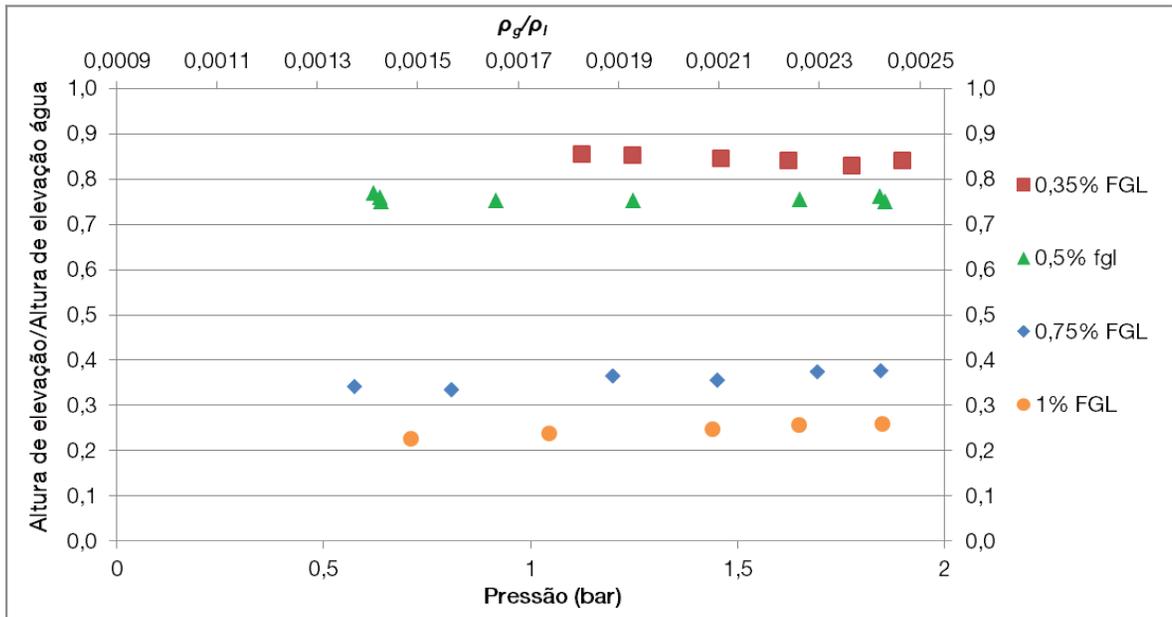


Figura 5-17 - Efeito da pressão no desempenho da bomba para uma vazão constante de 12 m³/h.

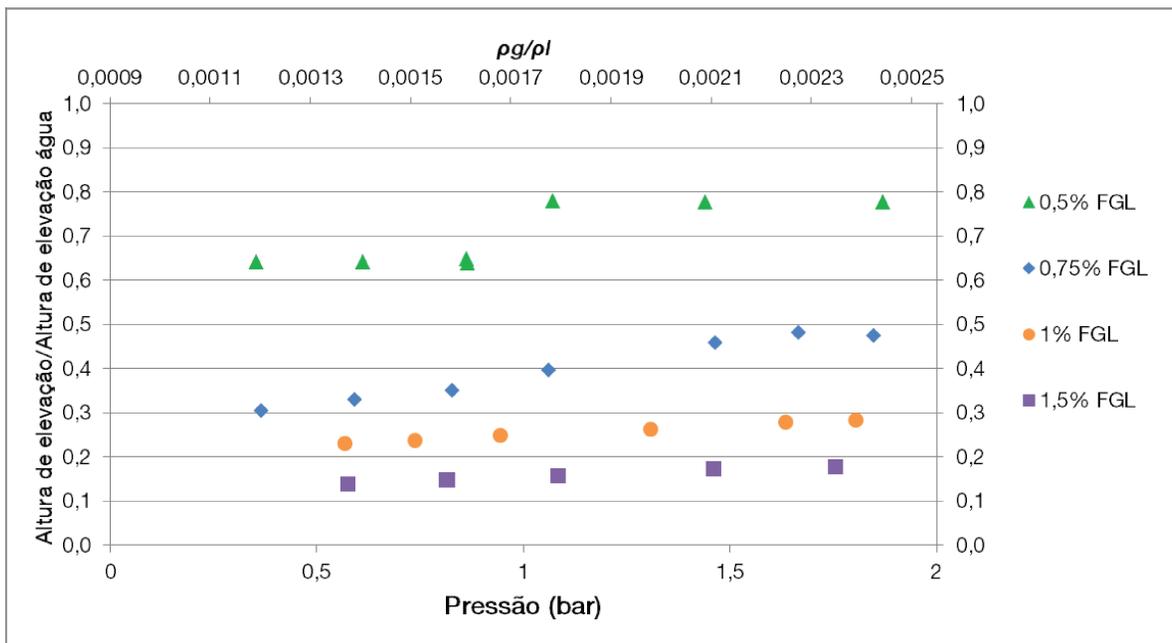


Figura 5-18 - Efeito da pressão no desempenho da bomba para uma vazão constante de 15 m³/h.

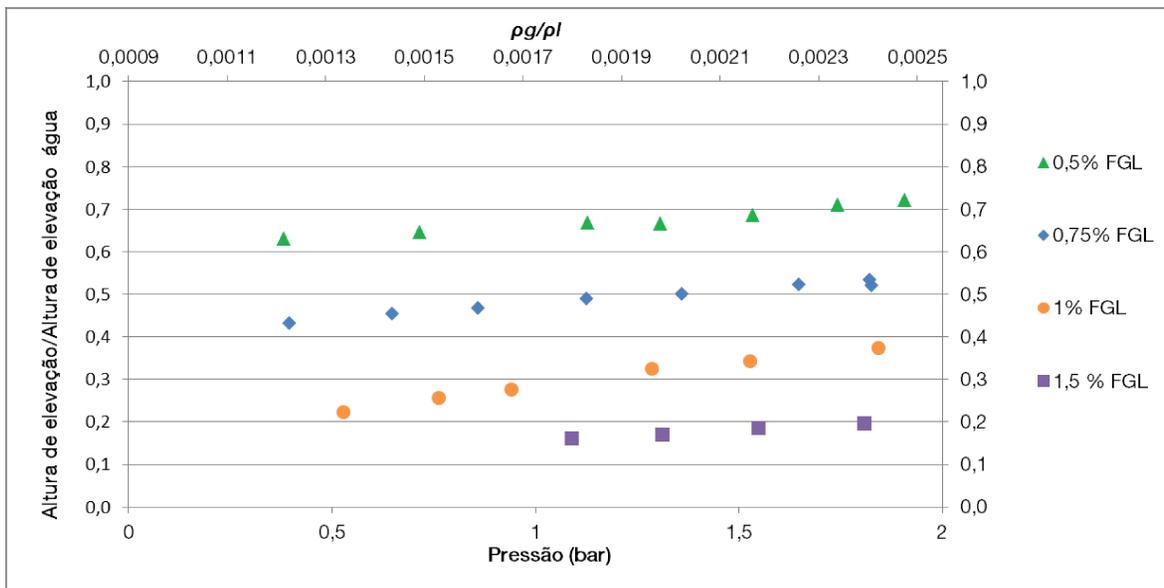


Figura 5-19 - Efeito da pressão no desempenho da bomba para uma vazão constante de 18 m<sup>3</sup>/h.

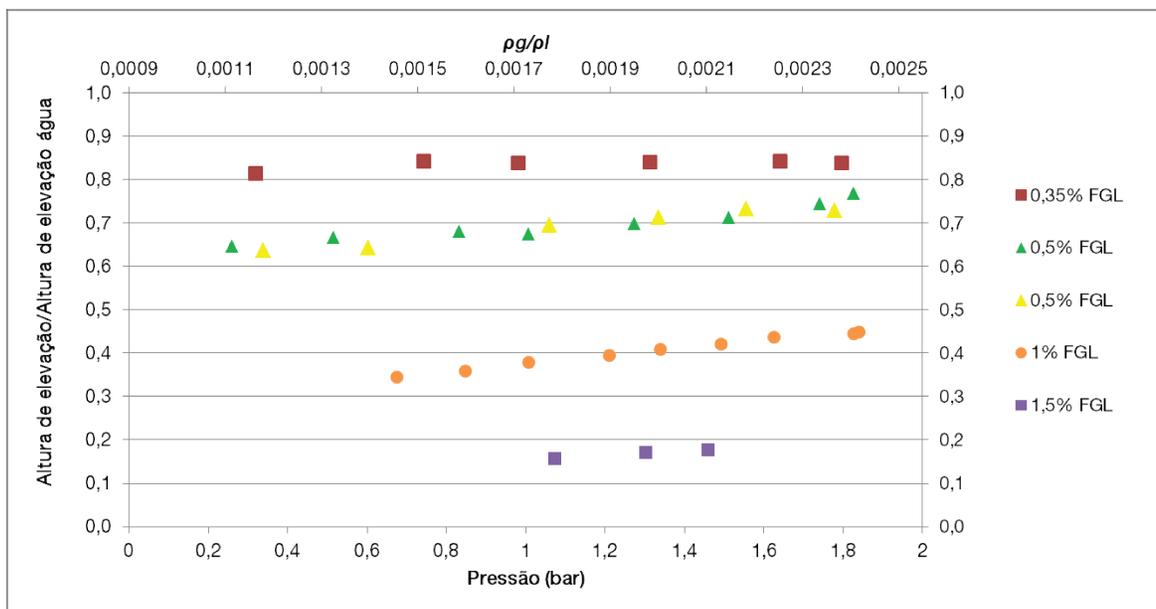
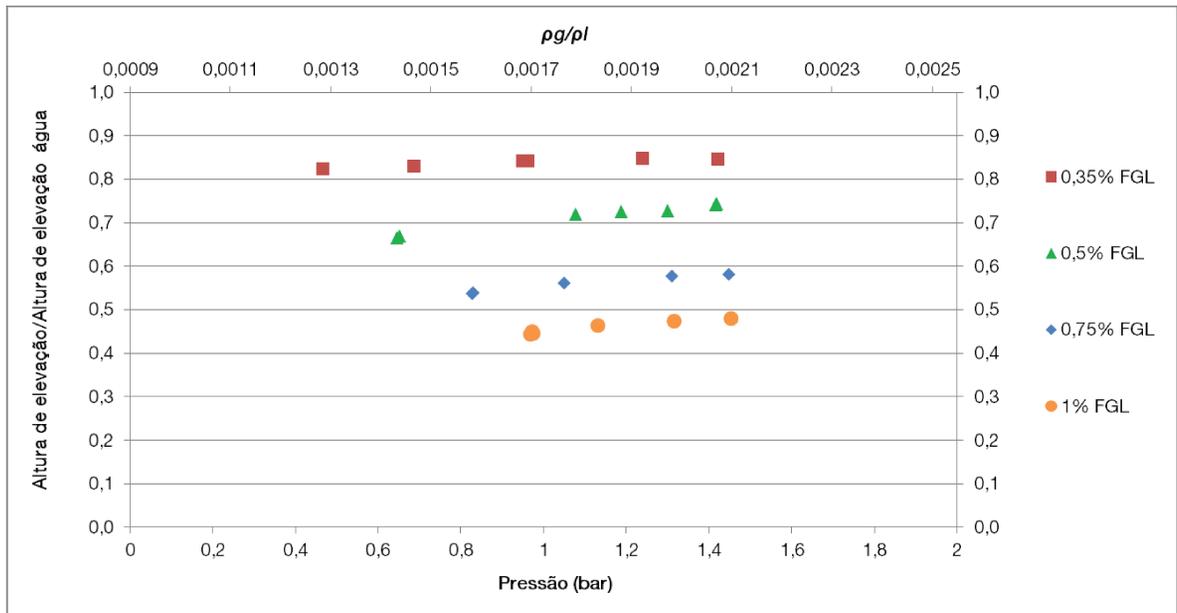


Figura 5-20 - Efeito da pressão no desempenho da bomba para uma vazão constante de 22 m<sup>3</sup>/h.



**Figura 5-21 - Efeito da pressão no desempenho da bomba para uma vazão constante de 25 m<sup>3</sup>/h.**

Entre as razões para a ocorrência desse fenômeno neste estudo, foram discutidas três possibilidades:

- *Mudança do arranjo de fases*: para uma bomba em operação constante na posição vertical, o escoamento em sua entrada pode ser ou em bolhas dispersas ou em bolhas deformáveis, onde a condição-limite depende se os diâmetros das bolhas estão próximos ao diâmetro crítico, conforme apresentado no item 4.7, subitem *iii* (Equação 5-2):

$$d_{crit} = 2 \sqrt{\frac{0,4\sigma}{\left(1 - \frac{\rho_G}{\rho_L}\right) \rho_L g}} \quad 5-2$$

Para elevadas pressões de entrada, o aumento da pressão faz com que  $\rho_G$  se aproxime de  $\rho_L$ , causando uma ampliação da faixa operacional onde o padrão será bolhas dispersas (caracterizado pela condição  $d_{bolha} < d_{crit.}$ ). Para os resultados deste estudo, entretanto, esta hipótese é improvável visto que, para baixas pressões como as analisadas, a influência em  $d_{crit}$  é muito pequena.

- *O aumento da pressão reduz o diâmetro das bolhas*: a presença de bolhas menores resulta em um maior arrasto e menor coalescência, melhorando o desempenho da bomba. A fração de vazio, contudo, é uma relação volumétrica e independente da pressão. Para essa possibilidade ser válida, seria necessário verificar, para uma fração de vazio constante, se existe um maior número

de bolhas para pressões maiores, visto que esta seria a única maneira de manter a fração de vazio constante com a redução do diâmetro das bolhas.

- *Razão entre as massas específicas do gás e do líquido*: conforme dito anteriormente, a diferença entre as massas específicas dos fluidos leva à segregação do gás no interior da bomba causada pelo gradiente da força centrífuga. O aumento da massa específica do gás em função do aumento da pressão torna as densidades mais próximas, podendo reduzir a segregação e consequentemente o impacto na altura de elevação. Para poder visualizar sua influência dentro dos ensaios realizados, os resultados foram apresentados nas figuras também em função da relação de massas específicas.

### 5.3.3. *Visualização das bolhas na entrada da bomba*

O aquário e duto de visualização em acrílico permitiram capturar imagens do escoamento na entrada da bomba, onde a seguir foram inseridas no software Image-Pro Plus® para obtenção do diâmetro das bolhas.

O objetivo era realizar uma sensibilidade do comportamento da bomba controlando os diâmetros das bolhas, contudo verificou-se que sua formação através de um orifício é um “fenômeno surpreendentemente complexo” (Clift, Grace e Weber, ‘*Bubbles, Drops, and Particles*’, 1978). Mesmo para diferentes bicos de injeção, os diâmetros das bolhas foram muito próximos, não sendo possível concluir se a pequena variação encontrada tem alguma relação com os resultados obtidos.

Considerando a Figura 4-9 deste trabalho, serão denominados ‘injetor furos’ e ‘injetor agulha’ as peças representadas pelas primeira e segunda imagem, respectivamente, sendo suas descrições apresentadas no próprio capítulo correspondente.

A análise foi realizada para duas frações de vazio: 0,25% e 0,5%, ambas para uma vazão de líquido de 15 m<sup>3</sup>/h. Somente foi possível realizar o estudo quando em regime laminar, pois em regime turbulento a quantidade de microbolhas geradas impede a visualização do escoamento.

A Figura 5-22 e a Tabela 5-1 apresentam os resultados:

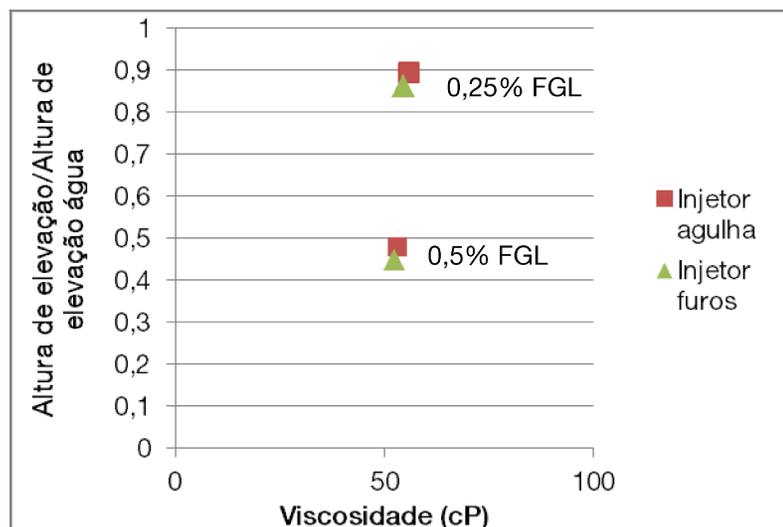


Figura 5-22 - Desempenho obtido para as condições similares utilizando diferentes injetores.

Tabela 5-1 - Dados obtidos.

Bico injetor	Fração de vazio $\lambda$ (%)	Pressão entrada (bar)	Temperatura °C	Viscosidade cP	ql m <sup>3</sup> /h	Altura de elevaç m	Head/Head água	V m/s	Reynolds
Furos	0,2596	0,6864	49,3	55	15,1	8,7	0,8598	0,758	1444
Agulha	0,2549	0,6623	48,9	56	14,9	9,0	0,8924	0,748	1393
Furos	0,5054	0,9621	50,0	53	15,0	4,5	0,4494	0,754	1488
Agulha	0,5052	0,9573	49,9	53	15,2	4,8	0,4788	0,763	1495

Foram medidas as seguintes propriedades das imagens:

- Diâmetro máximo: maior linha que une as extremidades passando pelo centroide (Figura 5-23).

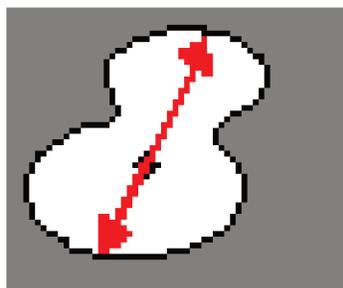
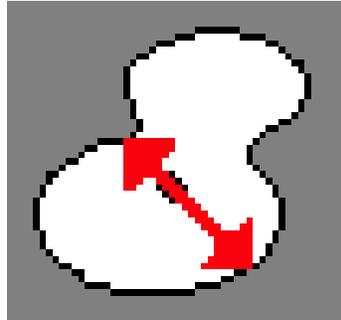


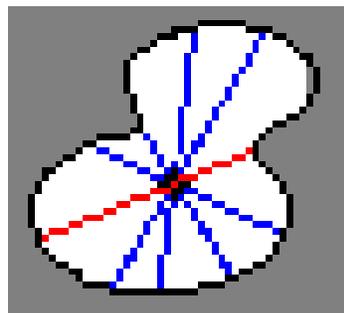
Figura 5-23 - Diâmetro máximo

- Diâmetro mínimo: menor linha que une as extremidades passando pelo centroide (Figura 5-24).



**Figura 5-24 – Diâmetro mínimo**

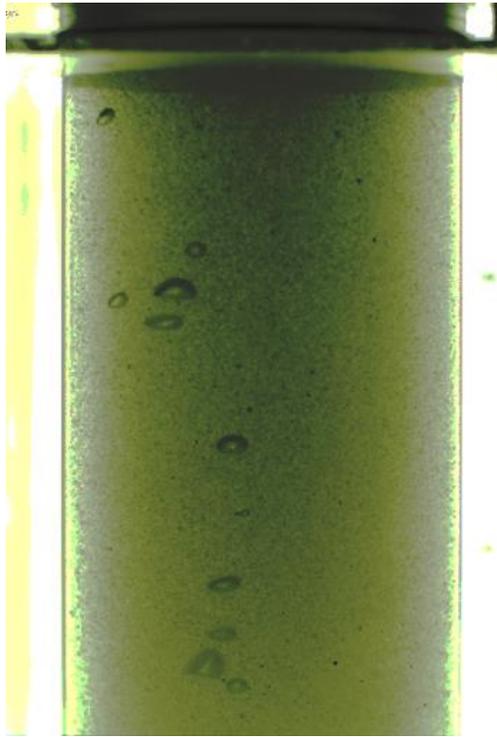
- Diâmetro médio: comprimento médio dos diâmetros a intervalos de 2 graus que passam pelo centroide (Figura 5-25 – Diâmetro médio).



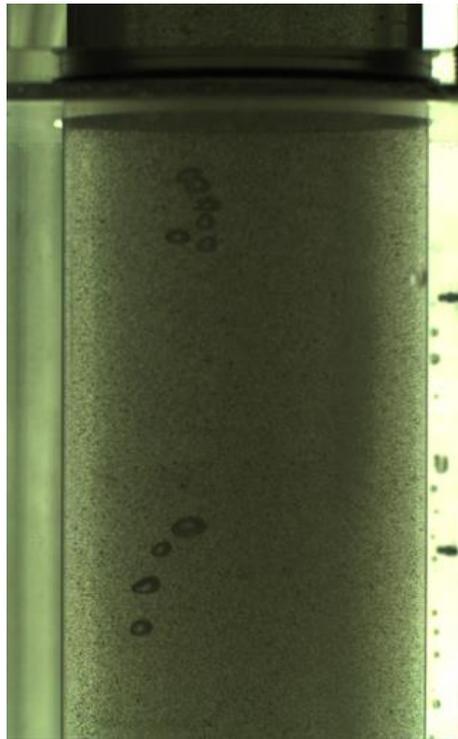
**Figura 5-25 – Diâmetro médio**

Situação 1 – Fração de vazão 0,25%

As Figura 5-26 e Figura 5-27 apresentam, respectivamente, as bolhas geradas utilizando diferentes tipos de bico injetor, sendo seus dados apresentados na Tabela 5-1.



**Figura 5-26 - Injetor furos,  $\lambda=0,2596\%$ .**



**Figura 5-27 - Injetor agulha,  $\lambda=0,2549\%$ .**

As Figuras 5-28 a 5-30 apresentam os diâmetros resultantes, onde cada barra vertical localizada nos eixo das abcissas representa uma bolha da figura. Coincidentemente, o número de bolhas obtido para a fotografia de cada caso foi igual. As medidas foram ordenadas em sentido decrescente onde se verifica que, para as cinco maiores bolhas, os maiores valores foram obtidos para o ‘injetor furos’. Os resultados sobre os outros diâmetros também se apresentaram similares.

É possível, para este caso, que os maiores diâmetros obtidos quando usando o injetor da Figura 5-26 seja responsável pela ligeira maior degradação da altura de elevação.

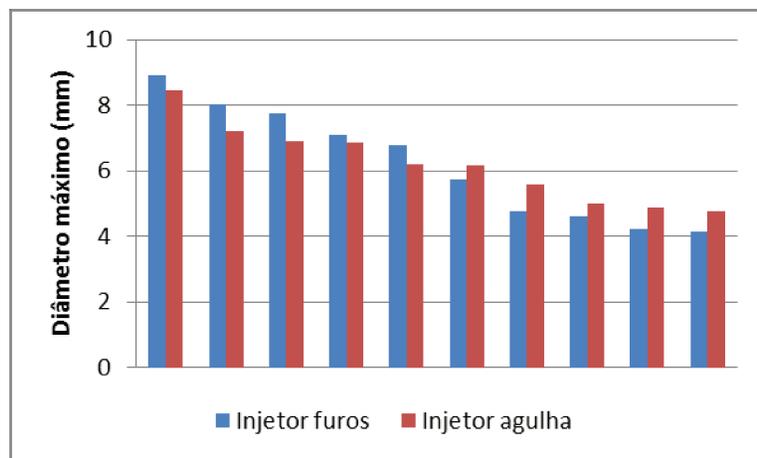


Figura 5-28 – Diâmetro máximo das bolhas visualizadas

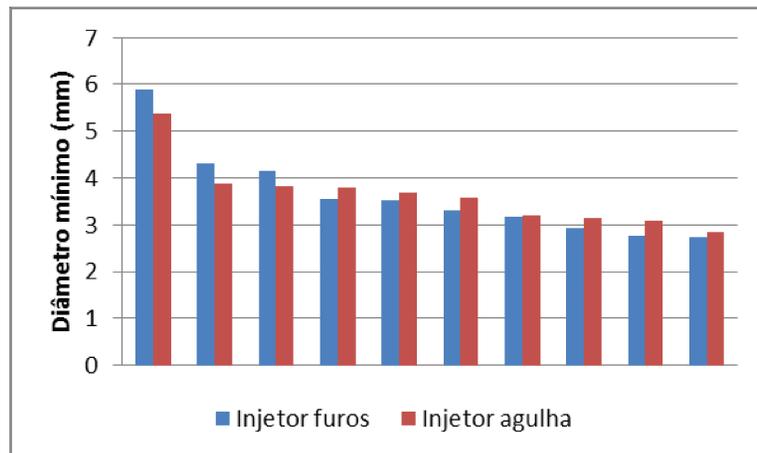
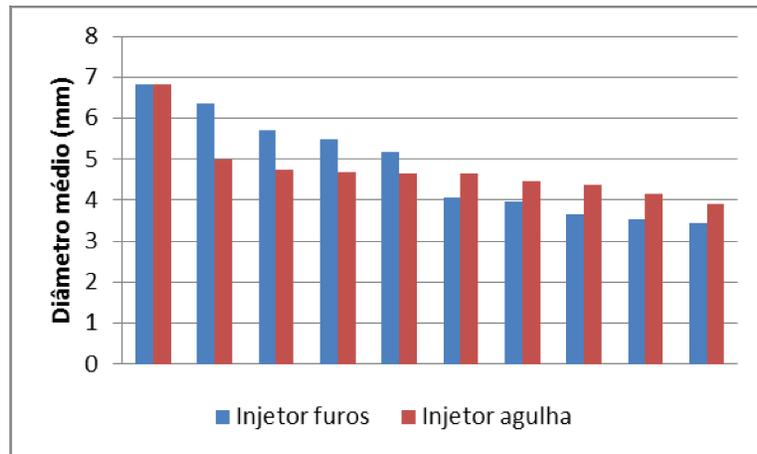


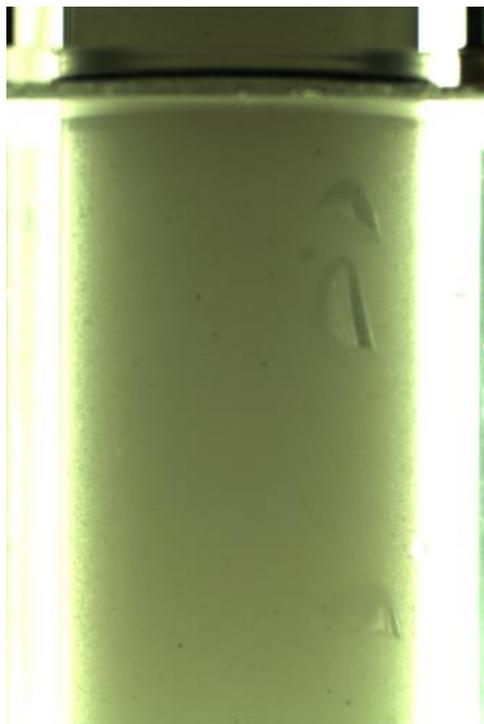
Figura 5-29 - Diâmetro mínimo das bolhas visualizadas



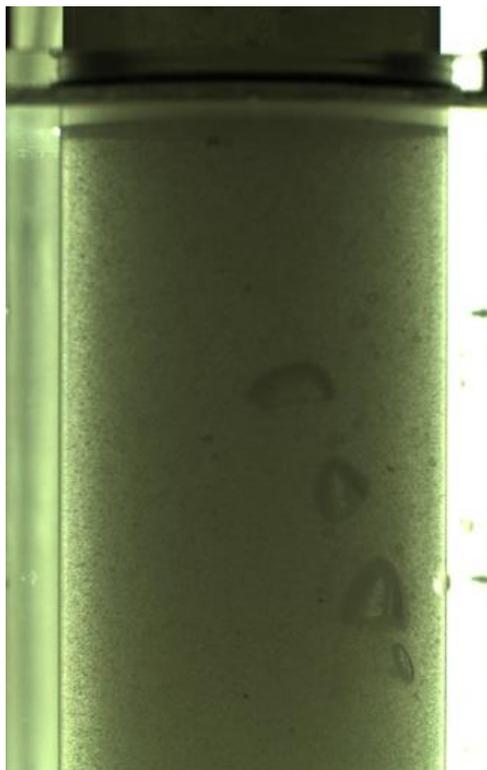
**Figura 5-30 - Diâmetro médio das bolhas visualizadas**

Situação 2 – Fração de vazio 0,50%

As Figuras 5-31 e 5-32 apresentam, respectivamente, as bolhas geradas utilizando bico injetor do tipo furos e agulha, onde seus dados foram apresentados na Tabela 5-1. Devido à maior fração de vazio, as bolhas resultantes foram maiores quando comparadas à situação anterior. Apesar da degradação ligeiramente menor da altura de elevação quando utilizando o injetor do tipo agulha, não foi possível verificar diferença significativa entre os tamanhos de bolhas entre os dois bicos injetores. Comparando as cinco bolhas obtidas para o injetor furos com as cinco maiores obtidas através do injetor agulha, conforme apresentado nas figuras 5-33 a 5-35, não existiu uma tendência de um tipo de bico injetor apresentar sempre bolhas maiores, como ocorrido no caso anterior para o injetor agulha. Devido à aleatoriedade dos resultados a análise se tornou, portanto, inconclusiva.



**Figura 5-31 - Injetor furos,  $\lambda=0,5054\%$ .**



**Figura 5-32 - Injetor agulha,  $\lambda=0,5052\%$ .**

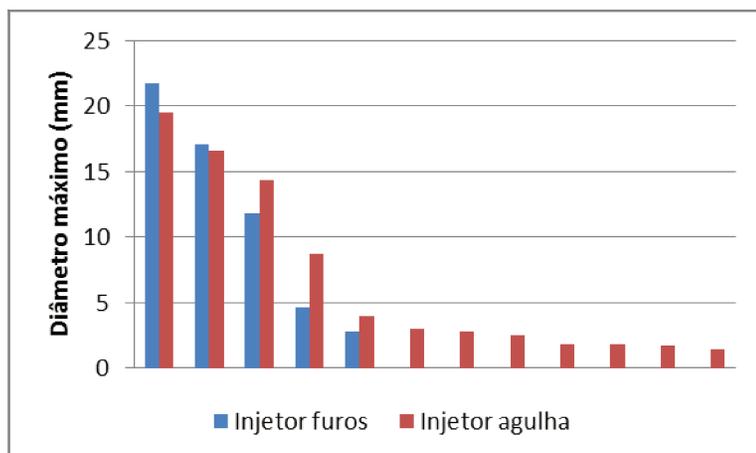


Figura 5-33 – Diâmetro máximo das bolhas visualizadas

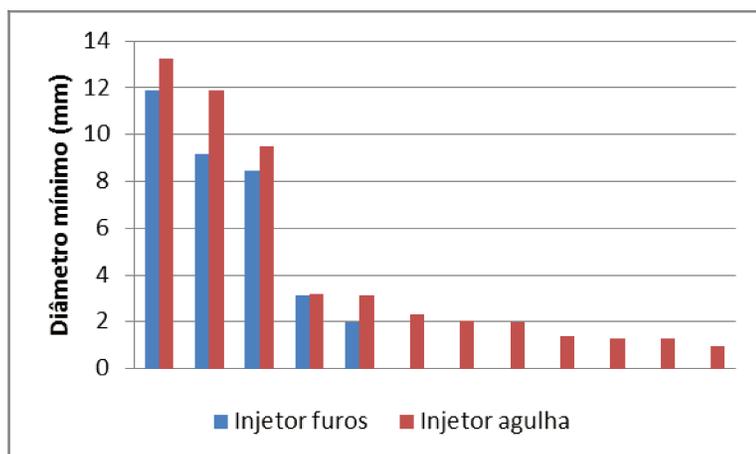


Figura 5-34 - Diâmetro mínimo das bolhas visualizadas

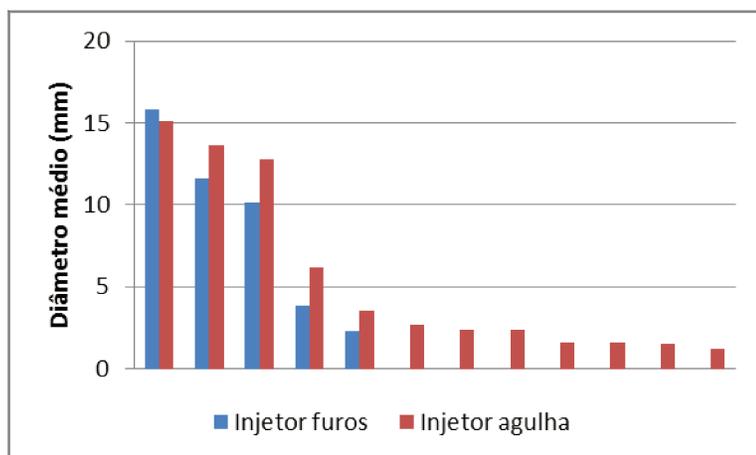


Figura 5-35 - Diâmetro médio das bolhas visualizadas

### 5.3.4. Comportamento dos números adimensionais para escoamento bifásico

Esta análise tem como objetivo verificar se a proposta de mapeamento para escoamento monofásico utilizando grupos adimensionais, apresentados no item 3.1, é também válida na presença de gás.

O ensaio foi realizado de modo que, para diversas frações de vazio e viscosidades, fossem obtidas as mesmas velocidades específicas utilizadas no caso monofásico. A Figura 5-36 apresenta os dados bifásicos (pontos vermelhos) sobrepostos aos monofásicos (pontos azuis).

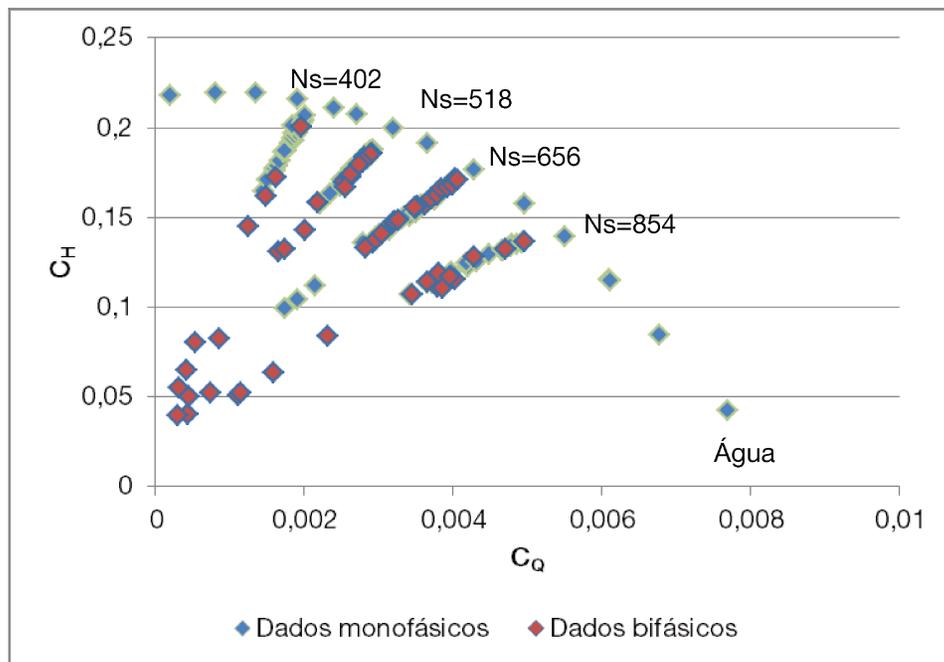


Figura 5-36 - Proposta de mapeamento com resultados de escoamento bifásico.

No caso monofásico, para uma rotação constante, a variável  $X$  possui uma relação proporcionalmente direta e é dependente praticamente somente da viscosidade -  $X = \frac{\mu}{\rho\omega D^2}$ . No caso da presença de gás, essa relação não pode ser aplicada diretamente, devendo existir um termo que relacione também a fração de vazio. A razão dessa expectativa reside no fato de que, nas condições em que a bomba opera com uma mistura homogênea de bolhas dispersas no líquido, um aumento na fração de gás-livre tem o mesmo papel de redução na altura de elevação que a viscosidade.

A primeira tentativa teve como objetivo obter uma nova expressão de  $X$  que mantenha os resultados da expressão original quando não houver gás, ou seja, que resulte os mesmos valores para os pontos coincidentes entre monofásico e bifásico. Por exemplo, para o conjunto de

resultados experimentais da Tabela 5-2, os valores de  $C_H$  e  $C_Q$  para cada par de pontos são muito próximos, portanto a nova expressão modificada de  $X$  deve resultar em um valor próximo do caso monofásico, que neste caso são aproximadamente 14,9 e 12,5 para o primeiro e segundo par, respectivamente.

**Tabela 5-2 – Comparação da variável  $X$  bifásica e monofásica**

$C_H$	$C_Q$	$\lambda$	$X$
0,18328	0,00280	0	14,9
0,18368	0,00281	0,00244	7,3
0,15651	0,00361	0	12,5
0,15667	0,00362	0,00298	6,5

$\lambda$ =fração de vazio sem escorregamento

Inicialmente buscou-se uma equação de  $X$  modificada com a seguinte forma (Equação 5-3):

$$X^* = X * (1 + a\lambda)^b \quad 5-3$$

onde  $X^*$  representa a nova equação de  $X$  e  $a$  e  $b$  são os coeficientes a serem encontrados através de regressão. Para uma fração de vazio igual a zero,  $X^*$  resulta igual ao  $X$  monofásico. Os resultados experimentais foram inseridos no programa Mathematica®, onde foram calculados os respectivos coeficientes.

Os resultados, infelizmente, não conseguiram representar a condição esperada. Mesmo para diferentes equações de  $X^*$  buscando obter alguma relação com os efeitos de pressão na entrada, viscosidade e vazão, assim como diferentes coeficientes, a regressão não foi capaz de atender todos os valores bifásicos.

Para avaliar se existe alguma possibilidade de relação entre a fração de vazio e a variável  $X$ , foi analisada a relação entre o  $X$  calculado pela equação 5-1 utilizando os dados bifásicos e o  $X$  considerando somente as propriedades do líquido, o qual será denominado  $X_0$ . Isolando  $X$  na equação proposta (Equação 5-4):

$$X = \frac{a_0 - C_H - a_2 C_q^2}{a_1 C_Q} \quad 5-4$$

e dividindo pela equação de  $X_0$ , resulta (Equação 5-5):

$$\frac{X}{X_0} = \frac{\frac{a_0 - C_H - a_2 C_q^2}{a_1 C_Q}}{\frac{\mu_L}{\rho_L \omega D^2}} \quad 5-5$$

Esta razão representa, portanto, a relação entre os dados bifásicos experimentais com o calculado em função das propriedades do líquido e da rotação, onde será analisado se ela é função da fração de vazio homogênea de entrada.

A Figura 5-37 apresenta os dados plotados, onde se verifica uma tendência de aumento de  $X/X_0$  em função do aumento da fração de vazio. Isto se deve a um incremento da variável  $X$ , o que ocorre devido à queda da variável  $C_H$  (altura de elevação) no numerador da equação 5-5 causada pelo incremento da fração de vazio.

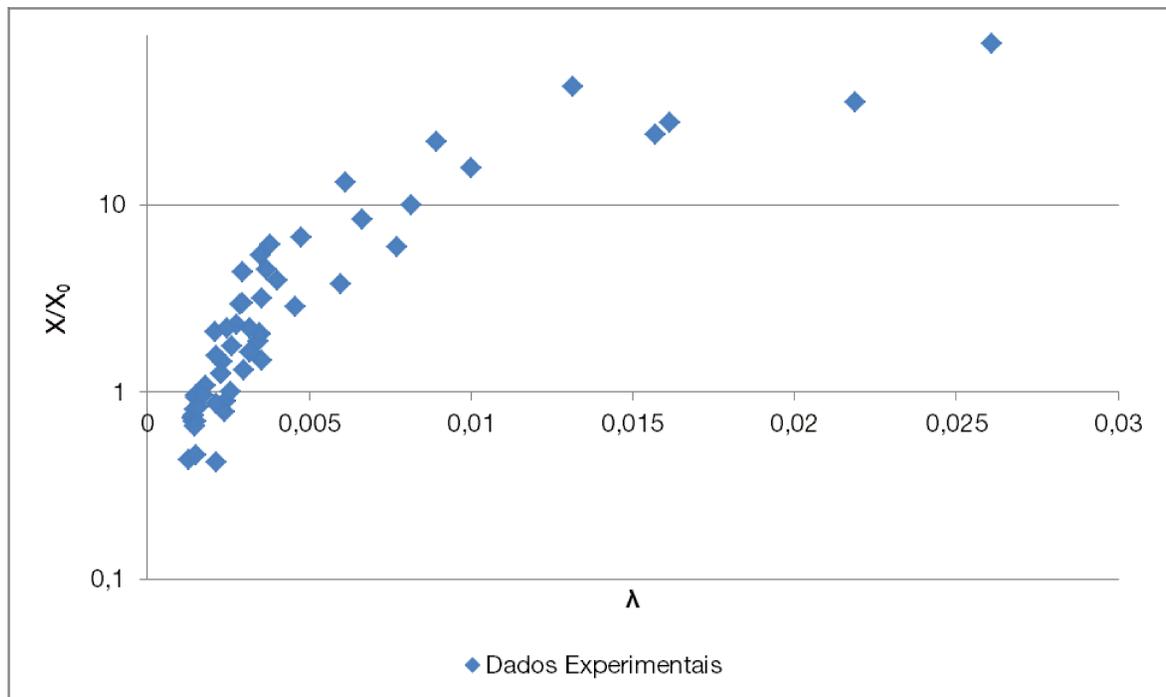
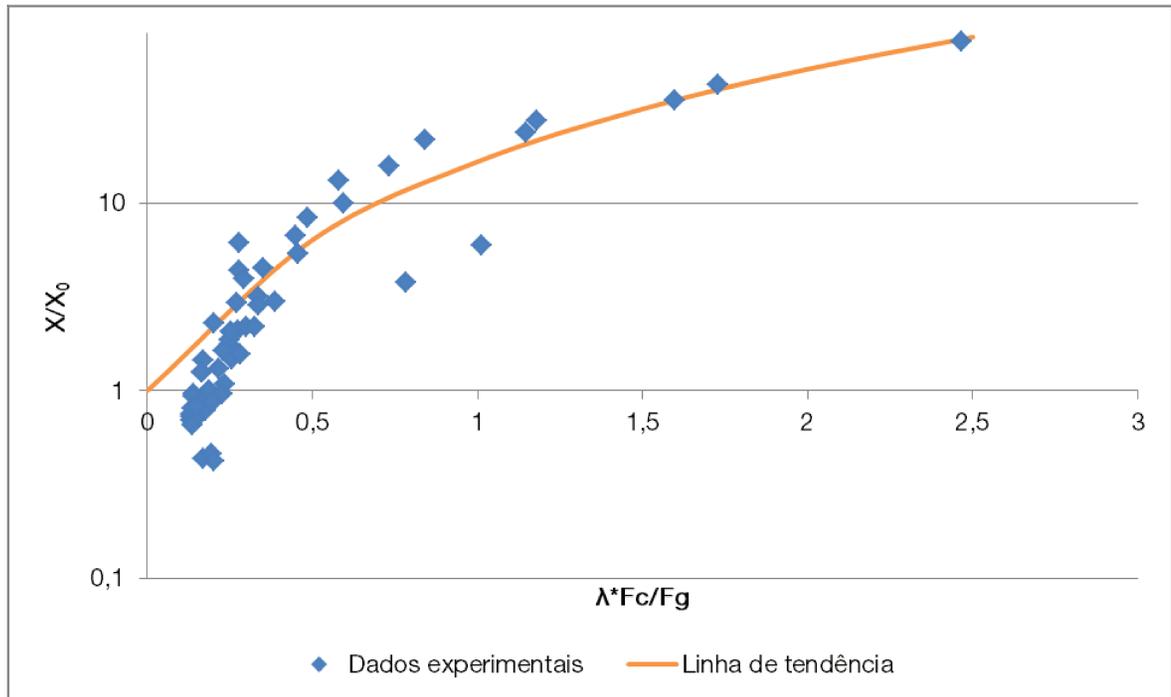


Figura 5-37 - X bifásico em função das propriedades do líquido e da fração de vazio

A qualidade dessa representação poderia ser melhorada se a fração de vazio média dentro da bomba fosse conhecida. É fato que esta fração deve ser significativamente maior do que  $\lambda$ , devido ao efeito de segregação de fases exercido pelo campo centrífugo no interior da bomba em relação ao campo gravitacional existente na entrada. Para incorporar esse efeito, os dados da Figura 5-37

foram plotados novamente em função do parâmetro  $\lambda$  multiplicado pela razão entre a aceleração centrípeta e a gravidade. Esta razão variou de 70 a 130 em nossos experimentos. Os dados ficaram ligeiramente mais próximos quando plotados, como apresentado na Figura 5-38:



**Figura 5-38 – X bifásico em função das propriedades do líquido, da fração de vazio e da força centrípeta**

A seguinte correlação é proposta baseando-se na linha de tendência da Figura 5-38 para escoamento bifásico com bolhas deformáveis na entrada, onde os coeficientes devem ser obtidos experimentalmente para cada modelo de bomba (Equação 5-6):

$$\frac{X}{X_0} = 1 + c_1 \lambda \frac{F_c}{F_g} + c_2 \left( \lambda \frac{F_c}{F_g} \right)^2 \quad 5-6$$

onde  $\frac{F_c}{F_g} = \frac{\omega^2 r_m}{g}$ ,  $c_1=5,82$  e  $c_2=9,79$ .

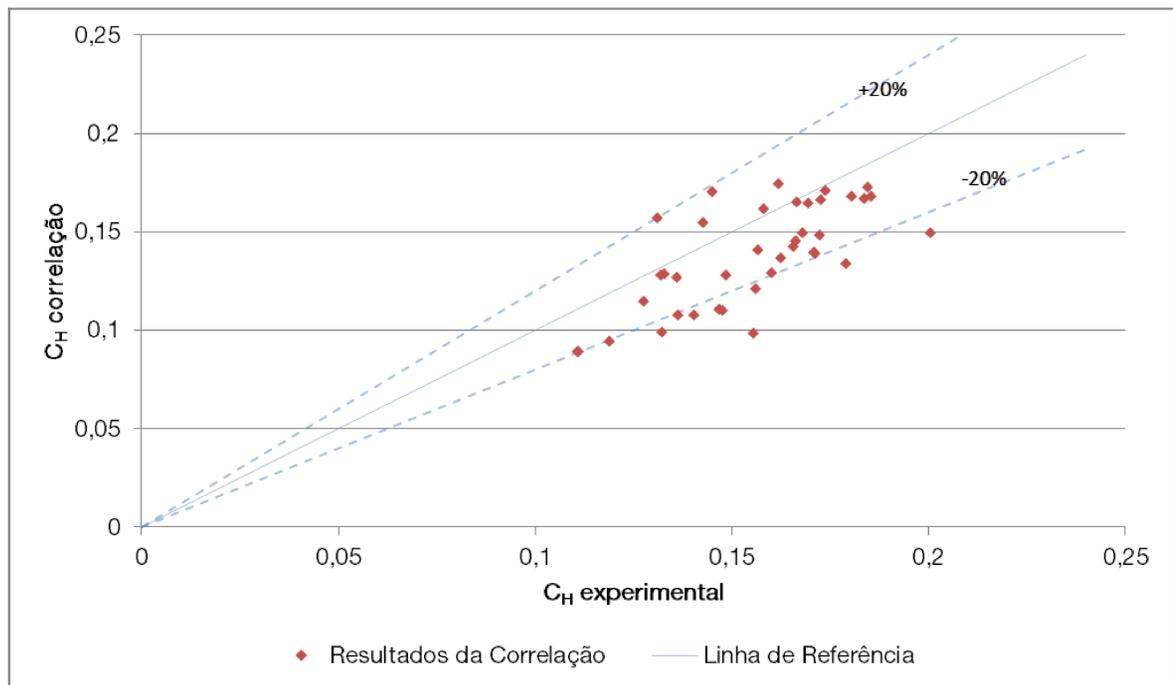
Para verificar a eficácia da correlação proposta foi adotado o seguinte procedimento:

1. Foi calculado o valor de  $X$  para cada dado experimental bifásico utilizando a equação 5-6;
2. Com o valor de  $X$  encontrado no passo 1 e o valor de  $C_Q$  de cada dado bifásico, foi

calculado um valor de  $C_H$  utilizando a equação 5-1;

3. O valor de  $C_H$  encontrado no passo 2 foi comparado ao respectivo valor de  $C_H$  encontrado experimentalmente.

A Figura 5-39 apresenta os resultados de  $C_H$  calculados através da correlação comparados aos dados experimentais. A maioria dos dados apresentou um erro inferior a 20%, o que é razoável considerando escoamento bifásico.



**Figura 5-39 – Desvio dos resultados da correlação quando comparados aos dados experimentais**

Entre as incertezas desta análise deve-se destacar o efeito da pressão de entrada, conforme apresentado no item 5.3.2, o qual não foi possível de ser representado e precisa ser considerado ao se trabalhar com altas pressões.



## 6. CONCLUSÕES

Os ensaios realizados permitiram associar os fenômenos envolvidos de degradação do desempenho da bomba em função das variáveis do escoamento de entrada, destacando-se a viscosidade do líquido, a pressão de entrada e a fração de gás livre. Foi também avaliada uma proposta existente de mapeamento do comportamento de uma bomba centrífuga operando com escoamento monofásico em função de números adimensionais que traduzem os efeitos combinados da viscosidade e da rotação. Uma modificação desta proposta baseada em números adimensionais conhecidos da literatura foi sugerida, como também verificado seu comportamento na presença de gás.

### 6.1. Conclusões

1. Verificou-se que os grupos adimensionais propostos por Solano (2009) são capazes de traduzir os efeitos combinados da rotação e da viscosidade, além de mostrarem que a Correlação de Stepanoff é válida além do ponto de melhor eficiência.
2. Baseando-se na proposta de Solano, foi visto que é possível realizar o mesmo mapeamento utilizando números adimensionais conhecidos da literatura obtidos a partir de análise dimensional (coeficiente de carga, coeficiente de vazão e número de Reynolds de rotação).
3. A partir dos termos da equação de Euler e das perdas na bomba, juntamente com os dados experimentais, foi possível obter equações capazes de representar, com boa concordância, o comportamento do coeficiente de carga, do coeficiente de potência e da eficiência da bomba em função do coeficiente de vazão e do número de Reynolds de rotação.
4. A presença de escoamento laminar na admissão da bomba é extremamente prejudicial ao seu desempenho. Este perfil leva à coalescência das bolhas no centro

da tubulação, gerando um diâmetro de bolha muito superior ao diâmetro crítico, resultando no fenômeno de bloqueio de gás da bomba.

5. Para uma mesma fração de vazio, altas viscosidades do líquido resultam em menor turbulência no escoamento, o que resulta em menos quebra de bolhas e conseqüentemente diâmetro de bolhas maiores, impactando severamente a altura de elevação da bomba.
6. Em função dos resultados obtidos foi possível obter a viscosidade máxima que irá resultar em altura de elevação nula, valor que também é função da fração de vazio.
7. Mesmo utilizando baixos níveis de pressão, foi verificado que a pressão de entrada tem influência na altura de elevação da bomba para frações de vazio e vazões de líquido constantes, melhorando seu desempenho. Não foi possível, entretanto, incluir sua dependência na correlação proposta visto que sua variação foi pequena, mas deve-se ressaltar que ela deve se tornar altamente relevante para pressões elevadas.
8. Não foi possível obter resultados conclusivos sobre a influência do diâmetro de bolha no desempenho da bomba. Isto se deve às dificuldades experimentais encontradas, como a complexidade no processo de formação de bolhas através de um orifício e a presença de microbolhas no fluido.
9. A partir da proposta de mapeamento monofásico, foi verificado o comportamento das variáveis adimensionais na presença de gás. Foi identificada uma relação entre os dados bifásicos experimentais, representada pela variável  $X$ , com a calculada através das propriedades do líquido e da fração de vazio, possibilitando estimar sua magnitude.

## **6.2. Recomendações**

1. Para futuros estudos a serem realizados nesta área, é altamente recomendável utilizar um trocador de calor com o objetivo de manter a temperatura constante durante os experimentos. Além disso, para os ensaios de visualização é necessário utilizar um fluido viscoso que não resulte em formação de microbolhas, caso exista.

2. Realizar as mesmas análises para uma bomba centrífuga submersa.
3. Analisar o efeito gravitacional através da inclinação do conjunto.
4. Utilizar válvulas automatizadas e atuar remotamente nos inversores de frequência das bombas booster e de teste para permitir obter dados mais precisos e em maior quantidade.
5. Devido à complexidade de formação do diâmetro de bolha, sugere-se utilizar bicos injetores muito diferentes entre si e, se possível, realizar a injeção próxima à entrada da bomba. Isto se deve, para longas distâncias, à tendência da bolha em se aproximar ao diâmetro máximo calculado pela fórmula de Hinze, uniformizando as bolhas geradas.

## REFERÊNCIAS

- AMARAL, Gilmar D. L., “**Modelagem do Escoamento Monofásico em Bomba Centrífuga Submersa Operando com Fluidos Viscosos**”, Dissertação de Mestrado – Unicamp, Campinas, 2007.
- BARRIOS, Lissett J., “**Visualization and Modeling of Multiphase Performance inside an Electrical Submersible Pump**”. Tese de Doutorado – The University of Tulsa, Oklahoma, 2007.
- BELTUR, R., “**Experimental Investigation of Two-Phase Flow Performance of Electrical Submersible Pump Stages**”. Dissertação de Mestrado, The University of Tulsa, 2003.
- BOX, George E.P.; HUNTER, J. Stewart; HUNTER, William G. “**Statistics for Experimenters**”, Wiley, 2ª edição, 2005.
- CHUANG, S. C.; GOLDSCHMIDT, V. W., “**Bubble Formation due to a Submerged Capillary Tube in Quiescent and Coflowing Streams**”, J. Basic Eng. 92, 705-711 1970.
- CLIFT, R.; GRACE, J.R.; WEBER, M.E.; “**Bubbles, Drops, and Particles**”, Academic Press, 1978
- CIRILO, R., “**Air-Water Flow Through Electrical Submersible Pumps**”. Dissertação de Mestrado, The University of Tulsa, 1998.
- DUNBAR, C.E. “**Determination of Proper Type of Gas Separator**”. Microcomputer Applications in Artificial Lift Workshop.SPE Los Angeles Basin Section (1989).
- DURAN, J.; M. Prado, “**ESP Stages Air-Water Two-Phase Performance – Modeling and Experimental Data**”.SPE 87627, 2003.
- ESTEVAM, Valdir, “**Uma Análise Fenomenológica da Operação de Bomba Centrífuga com Escoamento Bifásico**”. Tese de Doutorado – Unicamp, Campinas, 2002.
- FOX, Robert W.; MCDONALD, Alan T.; PRITCHARD, Philip J. “**Introduction to Fluid Mechanics**”, Wiley, 6ª edição, 2003.
- GAMBOA, Jose, “**Prediction of the Transition in Two-Phase Performance of an Electrical Submersible Pump**”. Tese de Doutorado – The University of Tulsa, Oklahoma, 2008.
- GÜLICH, J.F., “**Pumping Highly Viscous Fluids With Centrifugal Pump**”. World Pumps,395/6 Aug/Sept 1999.

HYDRAULIC INSTITUTE, “**Hydraulic Institute Standards for Centrifugal, Rotary & Reciprocating Pumps**”. 14<sup>a</sup> Edição, 1983.

HYDRAULIC INSTITUTE, “**Effects of Liquid Viscosity on Rotodynamic (Centrifugal and Vertical) Pump Performance**”.Dezembro, 2010.

LEA, J. F.; BEARDEN, J.L., “**Effect of Gaseous Fluids on Submersible Pump Performance**”.SPE 9218, 1980.

LI, W. G., “**Experimental Investigation of Performance of Commercial Centrifugal Oil Pump**”. World Pumps, pp 26-28, Fevereiro 2002.

MONTE VERDE, W., “**Estudo Experimental de Bombas de BCS Operando com Escoamento Bifásico Gás-Líquido**”. Dissertação de Mestrado, Unicamp – Campinas, 2011.

MURAKAMI, M.; MINEMURA, K., “**Effects of Entrained Air on the Performance of a Centrifugal Pump**”. Bulletin of the JSME, Vol. 17, N<sup>o</sup> 110, Agosto 1974.

PALADINO, Emilio E., “**Estudo do Escoamento Multifásico em Medidores de Vazão do tipo Pressão Diferencial**”. Tese de Doutorado - UFSC, Florianópolis, 2005.

PRADO, M. G., Material do curso “**Bombeio Centrífugo Submerso Avançado**”, Petrobras.

RODRIGUES, Rui Francisco Pessoa, “**Experimental Investigation of Two-Phase Flow Performance of Electrical Submersible Pump Stages**”. Dissertação de Mestrado, The University of Tulsa, Oklahoma, 2001.

ROMERO, Meudys, “**An evaluation of an Electrical Submersible Pump System for High GOR Wells**”. Dissertação de Mestrado -The University of Tulsa, Oklahoma, 1999.

SILVA, João G. C., “**Estatística Experimental: Planejamento de Experimentos**”. Versão preliminar, Departamento de Matemática e Estatística, Instituto de Física e Matemática, Universidade Federal de Pelotas, 2007.

SOLANO, Edgar, “**Viscous Effects on the Performance of Electro Submersible Pumps (ESP’s)**”. Dissertação de Mestrado -The University of Tulsa, Oklahoma, 2009.

STEPANOFF, A. J. “**Centrifugal and Axial Flow Pumps – Theory, Design and Application**”.2<sup>a</sup> Edição.John Wiley & Sons, New York, 1957.

SUN, D. ; PRADO, M.G., “**Single-Phase for ESP’s Head Performance**”. SPE 80925, Production and Operations Symposium, Oklahoma, 2003.

SUN, D.; PRADO, M.G. “**Modeling Gas-Liquid Head Performance of Electric Submersible Pumps**”.Tese de doutorado, The University of Tulsa, Oklahoma, 2002.

TREVISAN, Francisco E., “**Modelling and Visualization of Air and Viscous Liquid in Electrical Submersible Pump**”. Tese de Doutorado – The University of Tulsa, Oklahoma, 2009.

TURPIN, J. LEA, J. e BEARDEN, J. “**Gas-Liquid through Centrifugal Pumps-Correlation of Data**”. Proceeding of the Third International Pump Symposium(1986).13-20.

TURZO, Z.; TAKACS, G. AND ZSUGA, J., “**Equations Correct Centrifugal Pump Curves for Viscosity**”. Oil & Gas Journal; ABI/INFORM Global pg. 57 – 61, Maio 29, 2000.

WHITE, Frank M., “**Fluid Mechanics**”, 4a edição, McGraw-Hill.

ZAPATA, L., “**Rotational Speed Effects on ESP Two-Phase Performance**”. Dissertação de Mestrado, The University of Tulsa, 2003.

## APÊNDICE A – TEORIA SOBRE BOMBAS CENTRÍFUGAS

O princípio deste método de elevação é fornecer energia ao fluido sob a forma de pressão através do motor que gira o eixo acoplado aos múltiplos estágios da bomba. Cada estágio de uma bomba centrífuga é constituído de duas partes básicas: o impelidor, que gira em rotação elevada resultando em uma alta velocidade de saída do fluido através da aleta, e o difusor, que desacelera o fluido e força seu retorno ao centro da bomba resultando, devido ao princípio de conservação da energia, na transformação de energia cinética em potencial.

A velocidade do líquido envolve três componentes, as quais apresentadas na Figura A-1: uma tangencial ( $=r.\omega$ ), uma relativa do fluido em relação às paredes do impelidor, e outra radial. Denomina-se  $\beta$  o ângulo de saída do rotor com a direção tangencial

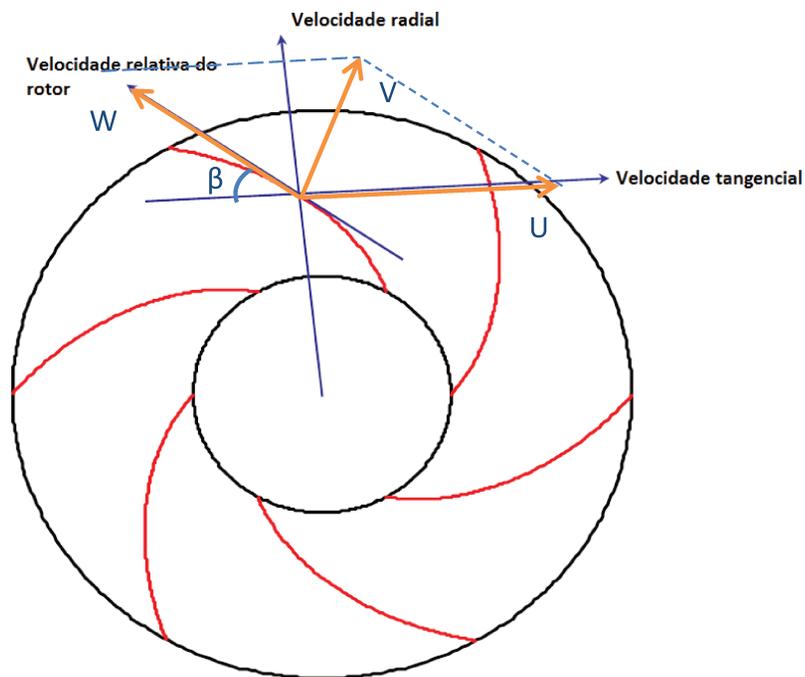


Figura A- 1 – Sentido das velocidades no impelidor

A velocidade absoluta do fluido  $\mathbf{V}$  resulta da adição vetorial da velocidade relativa do fluido em relação ao rotor  $\mathbf{W}$  e a velocidade tangencial  $\mathbf{U}$ . Pode-se verificar que as velocidades são relacionadas pelas relações que descrevem um triângulo, conforme a Figura A-2.

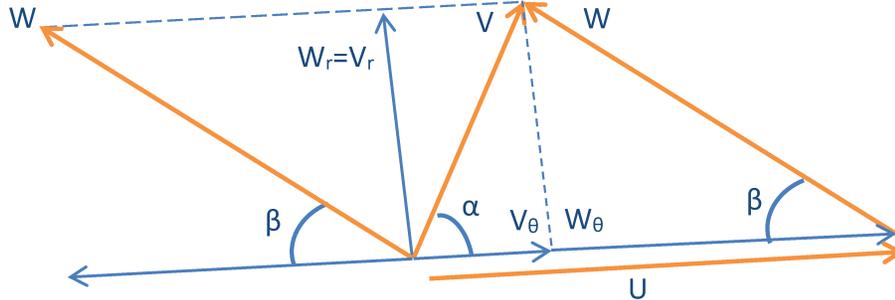


Figura A- 2 – Triângulo de velocidades

Além do ângulo  $\beta$ , os outros dois parâmetros de operação da bomba são a vazão e a rotação. A vazão está relacionada à velocidade radial e a rotação à velocidade tangencial. A partir destes três parâmetros, juntamente com a massa específica do fluido, é possível obter o incremento de pressão da bomba.

Para isto, primeiramente considere-se o ganho de quantidade de movimento angular (Equação A-1):

$$T_{eixo} = \oint_{SC} (\vec{r} \times \vec{V}) \rho \vec{V} d\vec{A} = m r \vec{V}_\theta = \rho q r \vec{V}_\theta \quad A-1$$

Desprezando a espessura da aleta, a vazão através da seção transversal do impelidor é (Equação A-2):

$$\vec{V}_r = \frac{q}{2\pi r b} \quad A-2$$

onde  $q$  é a vazão e  $b$  é a altura do impelidor.

As seguintes relações podem ser obtidas do triângulo de velocidades (Equações A-3 a A-6):

$$\vec{V} = \vec{V}_r + \vec{V}_\theta \quad A-3$$

$$\vec{U} = r\omega \quad A-4$$

$$\vec{W}_\theta = \vec{V}_r \cot \beta = \frac{q}{2\pi r b} \cot \beta \quad \text{A-5}$$

$$\vec{V}_\theta = \vec{V} \cos \alpha = \vec{U} - \vec{W}_\theta = r\omega - \frac{q}{2\pi r b} \cot \beta \quad \text{A-6}$$

A equação da quantidade de movimento resulta no torque e na potência de eixo, representadas respectivamente pelas equações A-7 e A-8, e no ganho de pressão da bomba, representada pela equação A-9:

$$T_{eixo} = \rho q r \vec{V}_\theta = \rho q r \left( r\omega - \frac{q}{2\pi r b} \cot \beta \right) \quad \text{A-7}$$

$$\dot{W}_{eixo} = T_{eixo} \cdot \omega = \rho q r \vec{V}_\theta \omega = \rho q r \omega \left( r\omega - \frac{q}{2\pi r b} \cot \beta \right) \quad \text{A-8}$$

$$\Delta P = \frac{\dot{W}_{eixo}}{q} = \rho r \vec{V}_\theta \omega = \rho r \omega \left( r\omega - \frac{q}{2\pi r b} \cot \beta \right) \quad \text{A-9}$$

Nota-se que a massa específica multiplica linearmente o lado direito da equação. Isto permite a criação de uma propriedade independente da massa específica do fluido, a qual é chamada de altura de elevação (Equação A-10):

$$H = \frac{\Delta P}{\rho g} = \frac{r \vec{V}_\theta \omega}{g} = \frac{r\omega}{g} \left( r\omega - \frac{q}{2\pi r b} \cot \beta \right) \quad \text{A-10}$$

As equações acima são conhecidas como as equações de Euler das turbomáquinas. Elas são idealizadas e não incluem as perdas existentes no escoamento, sendo necessárias correções. Entre as perdas existentes, destacam-se:

- As recirculações existentes nos canais dos impelidores reduzem o ângulo de saída  $\beta$ , desviando a direção do escoamento do fluido. De acordo com o triângulo de velocidades, a diminuição de  $\beta$  resulta em uma redução de  $V_\theta$ , a qual é diretamente proporcional à altura de elevação da bomba.

- No movimento idealizado a velocidade relativa  $W$  é sempre tangente à aleta, contudo existe um desvio das linhas de corrente, onde se alargam na frente das aletas e se estreitam atrás, alterando as velocidades.

- Perdas por choque: o termo choque aplicado ao escoamento em bombas é, muitas vezes, interpretado erroneamente. Estas perdas não são provocadas pelo impacto físico do fluido com as aletas do rotor, e sim se devem às mudanças na magnitude e direção do escoamento. O ângulo  $\beta$  da aresta de entrada das aletas é projetado para que no ponto de melhor eficiência a velocidade relativa  $W$  seja tangencial à aleta. Caso a incidência não seja tangencial, haverá perturbação no escoamento formando vórtices e regiões de recirculação.

### *Velocidade específica*

A velocidade específica é um número comumente utilizado na indústria para classificar bombas em função de sua geometria e tamanho, geralmente referenciado ao ponto de melhor eficiência. Este número é obtido através do desenvolvimento da equação ideal de desempenho da bomba. Desenvolvendo a equação da altura de elevação apresentada acima, obtém-se (Equações A-11 e A-12):

$$H = \frac{\omega^2 r^2}{g} - q \frac{\omega}{2\pi g h \tan\beta} \quad \text{A-11}$$

$$\frac{Hg}{4\pi^2 N^2 r^2} = 1 - \frac{q}{4\pi^2 N r^3} \frac{r}{h \tan\beta} \quad \text{A-12}$$

Definindo as variáveis adimensionais (Equações A-13 e A-14):

$$H_d = \frac{Hg}{4\pi^2 N^2 r^2} \quad \text{e} \quad q_d = \frac{q}{4\pi^2 N r^3} \frac{r}{h \tan\beta} \quad \text{A-13}$$

$$H_d = 1 - q_d \quad \text{A-14}$$

Considerando dois estados equivalentes (subscritos 1 e 2), as seguintes relações devem ser válidas para satisfazer a relação entre os números adimensionais (Equações A-15 e A-16):

$$\frac{q_1}{4\pi^2 N_1 r_1^3} \frac{r_1}{h_1 \tan\beta_1} = \frac{q_2}{4\pi^2 N_2 r_2^3} \frac{r_2}{h_2 \tan\beta_2} \quad \text{A-15}$$

$$\frac{H_1 g}{4\pi^2 N_1^2 r_1^2} = \frac{H_2 g}{4\pi^2 N_2^2 r_2^2} \quad \text{A-16}$$

Isolando os termos semelhantes (Equações A-17 e A-18):

$$\frac{r_1}{r_2} = \left( \frac{q_1 N_2}{q_2 N_1} \right)^{1/3} \left( \frac{r_1 h_2 \tan \beta_2}{r_2 h_1 \tan \beta_1} \right)^{1/3} \quad \text{A-17}$$

$$\frac{r_1}{r_2} = \left( \frac{N_2^2 H_1 g}{N_1^2 H_2 g} \right)^{1/2} \quad \text{A-18}$$

e igualando-os, obtém-se (Equação A-19):

$$\frac{\sqrt{q_1} N_1}{H_1^{3/4} g^{3/4}} \sqrt{\frac{r_1}{h_1 \tan \beta_1}} = \frac{\sqrt{q_2} N_2}{H_2^{3/4} g^{3/4}} \sqrt{\frac{r_2}{h_2 \tan \beta_2}} = \Sigma_{estado} \quad \text{A-19}$$

Para uma mesma geometria de bomba (Equação A-20):

$$\frac{\Sigma_{estado}}{\sqrt{\frac{r}{h \tan \beta}}} = \frac{\sqrt{q} N}{H^{3/4} g^{3/4}} = N_s \quad \text{A-20}$$

A Equação A-20 é o número adimensional chamado de velocidade específica. Para as unidades comumente utilizadas na indústria do petróleo - $q$  em bpd,  $H$  em pés e  $N$  em rpm - ele se torna (Equação A-21):

$$N_s = 0,1707825 \frac{\sqrt{q} N}{H^{3/4}} \quad \text{A-21}$$



## APÊNDICE B – PROPOSTA DE MAPEAMENTO DO COMPORTAMENTO DE UMA BOMBA CENTRÍFUGA – SOLANO (2009)

Solano (2009) propôs um modelo que permite o mapeamento do desempenho de um estágio de uma bomba, realizando uma análise dimensional para identificar quais grupos adimensionais são importantes, similar ao procedimento que é adotado para análise de escoamento em dutos. As relações funcionais entre estes grupos adimensionais precisam ser obtidas experimentalmente, sendo muito complexo obter uma solução aplicável a qualquer modelo.

A partir das premissas de fluido incompressível, sem expansão térmica, condutividade térmica e calor específico constantes, e a viscosidade sendo função somente da temperatura, pode-se representar da seguinte forma as equações de conservação da massa, da quantidade de movimento e da energia:

$$\nabla \cdot V = 0 \quad \text{B-22}$$

onde  $V$  é o vetor velocidade.

$$\rho \left( \frac{\partial V}{\partial t} + (V \cdot \nabla)V \right) = -\nabla P - [\nabla \cdot \tau] + \rho g \quad \text{B-23}$$

onde  $\rho$  é a massa específica do fluido,  $P$  é a pressão,  $\tau$  é o tensor de tensões,  $g$  é a gravidade e  $t$  é o tempo.

$$\rho c_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} + (V \cdot \nabla)T \right) = k \nabla^2 T + \Phi_v \quad \text{B-24}$$

onde  $c_p$ ,  $T$  e  $k$  são respectivamente o calor específico do fluido, a temperatura e a condutividade térmica.

O tensor de tensões é definido como:

$$\tau = -\mu(\nabla V + (\nabla V)^t) \quad \text{B-25}$$

onde  $\mu$  é a viscosidade do fluido.

O termo de dissipação viscosa é dado por:

$$\Phi_v = (\tau : \nabla V) \quad \text{B-26}$$

Utilizando uma equação de estado para o comportamento da viscosidade como função somente da temperatura:

$$\mu = \mu_{\text{ref}} e^{(-\beta(T-T_{\text{ref}}))} \quad \text{B-27}$$

onde  $\beta$  é o parâmetro que especifica como a viscosidade varia com a temperatura e  $\mu_{\text{ref}}$  é a viscosidade do fluido na temperatura de referência  $T_{\infty}$ .

Foram utilizadas como condições de contorno as velocidades na entrada do impelidor e na parede da bomba:

$$V_{r_{ie}} = \frac{q}{2\pi r_{ie} h_c} \quad \text{B-28}$$

$$V_{\theta} = \frac{V_r}{\tan \beta} - \omega \cdot r \quad \text{B-29}$$

onde  $q$  é a vazão,  $r_{ie}$  é o raio interno do canal da admissão,  $h_c$  é a altura do canal,  $V_{\theta}$  é a velocidade tangencial do fluido,  $\omega$  é a rotação do impelidor,  $\beta$  é o ângulo da aleta e  $V_r$  é a velocidade radial na posição  $r$  ao longo da aleta.

São definidas as variáveis  $L_{\infty}$ ,  $t_{\infty}$ ,  $P_{\infty}$ ,  $V_{\infty}$  e  $T_{\infty}$ , as quais dão origem às seguintes variáveis adimensionais:

$$r_d = \frac{r}{L_{\infty}} \quad \text{B-30}$$

$$z_d = \frac{z}{L_{\infty}} \quad \text{B-31}$$

$$t_d = \frac{t}{t_{\infty}} \quad \text{B-32}$$

$$P_d = \frac{P}{P_{\infty}} \quad \text{B-33}$$

$$V_d = \frac{V}{V_{\infty}} \quad \text{B-34}$$

$$T_d = \frac{T - T_\infty}{T_\infty} \quad \text{B-35}$$

$$\nabla = \frac{1}{L_\infty} \nabla_d \quad \text{B-36}$$

$$\nabla^2 = \frac{1}{L_\infty^2} \nabla_d^2 \quad \text{B-37}$$

Os termos de viscosidade e dissipação térmica são escritos da seguinte forma:

$$\tau = -\mu(\nabla V + (\nabla V)^t) = -\mu_{ref} \frac{V_\infty}{L_\infty} e^{-\beta T_\infty T_d} (\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) \quad \text{B-38}$$

$$\Phi_v = (\tau : \nabla V) = -\mu_{ref} \frac{V_\infty^2}{L_\infty^2} e^{-\beta T_\infty T_d} ((\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) : \nabla_d V_d) \quad \text{B-39}$$

Obtendo, portanto:

$$\nabla_d \cdot V_d = 0 \quad \text{B-40}$$

$$\begin{aligned} \frac{V_\infty}{t_\infty} \frac{\partial V_d}{\partial t_d} + \frac{V_\infty^2}{L_\infty} (V_d \cdot \nabla_d) V_d \\ = -\frac{P_\infty}{\rho_f L_\infty} \nabla_d P_d + \frac{\mu_{ref} V_\infty}{\rho_f L_\infty^2} e^{-\beta T_\infty T_d} (\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) + g \end{aligned} \quad \text{B-41}$$

$$\begin{aligned} \rho_f c_p \left( \frac{T_\infty}{t_\infty} \frac{\partial T_d}{\partial t_d} + \frac{V_\infty T_\infty}{L_\infty} (V_d \cdot \nabla_d) T_d \right) \\ = \frac{k T_\infty}{L_\infty^2} \nabla_d^2 T_d - \frac{V_\infty^2}{L_\infty^2} \mu_{ref} e^{-\beta T_\infty T_d} ((\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) : \nabla_d V_d) \end{aligned} \quad \text{B-42}$$

$$V_{r_i}^d = \frac{1}{2\pi r_d^i h_{c_d}} \left( \frac{q}{V_\infty L_\infty^2} \right) \quad \text{B-43}$$

$$V_{\theta d} = W_{\theta d} - r_d \frac{\omega L_\infty}{V_\infty} \quad \text{B-44}$$

onde  $V_{r_i}^d$ ,  $V_{\theta d}$ ,  $r_d^i$  e  $r_d$  são respectivamente, as formas adimensionais da direção radial do vetor velocidade na entrada do canal, da direção tangencial do vetor velocidade, da posição radial na entrada do canal e a posição radial ao longo da aleta.

Rearranjando as equações:

$$\nabla_d \cdot V_d = 0 \quad \text{B-45}$$

$$\begin{aligned} \frac{L_\infty}{t_\infty V_\infty} \frac{\partial V_d}{\partial t_d} + (V_d \cdot \nabla_d) V_d \\ = -\frac{P_\infty}{\rho_f V_\infty^2} \nabla_d P_d + \frac{\mu_{ref}}{\rho_f V_\infty L_\infty} e^{-\beta T_\infty T_d} (\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) + \frac{L_\infty}{V_\infty^2} g \end{aligned} \quad \text{B-46}$$

$$\begin{aligned} \frac{L_\infty}{t_\infty V_\infty} \frac{\partial T_d}{\partial t_d} + (V_d \cdot \nabla_d) T_d \\ = \frac{\mu_{ref}}{\rho_f V_\infty L_\infty} \frac{k}{c_p \mu_{ref}} \nabla_d^2 T_d \\ - \frac{V_\infty^2 \mu_{ref}}{T_\infty k} \frac{\mu_{ref}}{\rho_f V_\infty L_\infty} \frac{k}{c_p \mu_{ref}} e^{-\beta T_\infty T_d} ((\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) : \nabla_d V_d) \end{aligned} \quad \text{B-47}$$

$$V_{r_i}^d = \frac{1}{2\pi r_d^i h_{c_d}} \left( \frac{q}{V_\infty L_\infty^2} \right) \quad \text{B-48}$$

$$V_{\theta d} = W_{\theta d} - r_d \frac{\omega L_\infty}{V_\infty} \quad \text{B-49}$$

São identificados os seguintes números adimensionais:

$$\text{Reynolds:} \quad Re = \frac{\rho_f V_\infty L_\infty}{\mu_{ref}} \quad \text{B-50}$$

$$\text{Froude:} \quad Fr = \frac{V_\infty^2}{L_\infty |g|} \quad \text{B-51}$$

$$\text{Tempo:} \quad X = \frac{L_\infty}{t_\infty V_\infty} \quad \text{B-52}$$

$$\text{Prandtl:} \quad Pr = \frac{c_p \mu_{ref}}{k} \quad \text{B-53}$$

$$\text{Euler:} \quad Eu = \frac{P_\infty}{\rho_f V_\infty^2} \quad \text{B-54}$$

$$\text{Strouhal:} \quad St = \frac{\omega L_\infty}{V_\infty} \quad \text{B-55}$$

$$\text{Capacidade específica: } \Phi = \frac{q}{V_{\infty} L_{\infty}^2} \quad \text{B-56}$$

$$\text{Brinkman: } Br = \frac{V_{\infty}^2 \mu_{ref}}{T_{\infty} k} \quad \text{B-57}$$

$$\text{Número de estado da equação da viscosidade: } \beta T_{\infty} \quad \text{B-58}$$

Substituindo estes números nas equações obtém-se:

$$\nabla_d \cdot V_d = 0 \quad \text{B-59}$$

$$X \frac{\partial V_d}{\partial t_d} + (V_d \cdot \nabla_d) V_d = -Eu \nabla_d P_d + \frac{1}{Re} e^{-\beta T_{\infty} T_d} (\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) + \frac{1}{Fr} \frac{g}{|g|} \quad \text{B-60}$$

$$\begin{aligned} X \frac{\partial T_d}{\partial t_d} + (V_d \cdot \nabla_d) T_d \\ = \frac{1}{Re \cdot Pr} \nabla_d^2 T_d - \frac{Br}{Re \cdot Pr} e^{-\beta T_{\infty} T_d} ((\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) : \nabla_d V_d) \end{aligned} \quad \text{B-61}$$

E as condições de contorno tornam-se:

$$V_{r_i}^d = \frac{1}{2\pi r_d h_{c_d}} \Phi \quad \text{B-62}$$

$$V_{\theta d} = W_{\theta d} - r_d \cdot St \quad \text{B-63}$$

O próximo passo é definir as variáveis  $L_{\infty}$ ,  $t_{\infty}$ ,  $P_{\infty}$ ,  $V_{\infty}$  e  $T_{\infty}$ :

-  $T_{\infty}$  é temperatura do fluido na admissão -  $T_i$ ;

-  $L_{\infty}$  é o diâmetro da bomba -  $dp$ ;

- O autor adotou o número de Strouhal igual a 1 :

$$St = \frac{\omega L_{\infty}}{V_{\infty}} = 1 \quad \text{B-64}$$

- Para a escala de tempo também igual a 1, obtém-se:

$$X = \frac{L_{\infty}}{t_{\infty} V_{\infty}} = 1 \quad \text{B-65}$$

$$t_{\infty} = \frac{L_{\infty}}{V_{\infty}} \quad \text{B-66}$$

$$t_\infty = \frac{1}{\omega} \quad \text{B-67}$$

- Definindo a escala de pressão igual a 1:

$$Eu = \frac{P_\infty}{\rho_f V_\infty^2} = 1 \quad \text{B-68}$$

$$P_\infty = \rho_f V_\infty^2 = \rho_f \omega^2 d_p^2 \quad \text{B-69}$$

consequentemente restam os seguintes números adimensionais:

$$Re = \frac{\rho_f \omega d_p^2}{\mu_{ref}} \quad \text{B-70}$$

$$Fr = \frac{\omega^2 d_p}{|g|} \quad \text{B-71}$$

$$Pr = \frac{c_p \mu_{ref}}{k} \quad \text{B-72}$$

$$\Phi = \frac{q}{\omega d_p^3} \quad \text{B-73}$$

$$Br = \frac{\mu_{ref} \omega^2 d_p^2}{T_i k} \quad \text{B-74}$$

$$\beta T_i \quad \text{B-75}$$

O sistema de equações é simplificado para:

$$\nabla_d \cdot V_d = 0 \quad \text{B-76}$$

$$\frac{\partial V_d}{\partial t_d} + (V_d \cdot \nabla_d) V_d = -\nabla_d P_d + \frac{1}{Re} e^{-\beta T_\infty T_d} (\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) + \frac{1}{Fr} \frac{g}{|g|} \quad \text{B-77}$$

$$\frac{\partial T_d}{\partial t_d} + (V_d \cdot \nabla_d) T_d \quad \text{B-78}$$

$$= \frac{1}{Re \cdot Pr} \nabla_d^2 T_d - \frac{Br}{Re \cdot Pr} e^{-\beta T_\infty T_d} ((\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) : \nabla_d V_d)$$

$$V_{r_i}^d = \frac{1}{2\pi r_d h_{c_d}} \Phi \quad \text{B-79}$$

$$V_{\theta d} = W_{\theta d} - r_d \quad \text{B-80}$$

A solução deste sistema resulta nos incrementos de pressão e temperatura adimensionais, os quais serão funções dos números adimensionais restantes descritos anteriormente. Esses incrementos são definidos como:

$$\Delta P_d = \frac{\Delta P}{P_\infty} = \frac{\Delta P}{\rho_f \omega^2 d_p^2} = \frac{\rho_f g H}{\rho_f \omega^2 d_p^2} = \frac{g H}{\omega^2 d_p^2} = \Psi \quad \text{(altura de elevação específica da bomba)} \quad \text{B-81}$$

$$\Delta T_d = \frac{\Delta T}{T_\infty} = \frac{\Delta T}{T_i} \quad \text{B-82}$$

Desprezando a contribuição da gravidade no incremento de pressão e assumindo escoamento isotérmico dentro do canal da bomba, as equações são reduzidas para:

$$\nabla_d \cdot V_d = 0 \quad \text{B-83}$$

$$\frac{\partial V_d}{\partial t_d} + (V_d \cdot \nabla_d) V_d = -\nabla_d P_d + \frac{1}{\text{Re}} (\nabla_d V_d + (\nabla_d V_d)^t) \quad \text{B-84}$$

$$V_{r_i d} = \frac{1}{2\pi r_d h_{c d}} \Phi \quad \text{B-85}$$

$$V_{\theta d} = \frac{1}{2\pi r_d h_d \tan \beta} \Phi - \omega_d r_d \quad \text{B-86}$$

Fornecendo a seguinte relação entre os números adimensionais:

$$\Psi = f(\text{Re}, \Phi) = f\left(\frac{\rho_f \omega d_p^2}{\mu_{ref}}, \frac{q}{\omega d_p^3}\right) \quad \text{B-87}$$

Esta relação é similar à existente no escoamento em dutos, na qual o fator de fricção é obtido experimentalmente.

Para  $\omega = 2\pi N$  a relação fica:

$$\Psi = f(\text{Re}, \Phi) = f\left(\frac{2\pi N \rho_f d_p^2}{\mu_{ref}}, \frac{q}{2\pi N d_p^3}\right) \quad \text{B-88}$$

É possível simplificar a notação para uma bomba de determinado modelo. Assumindo as relações de afinidade:

$$\frac{H_1}{N_1^2 d_1^2} = \frac{H_2}{N_2^2 d_2^2} \quad \text{B-89}$$

$$\frac{q_1}{N_1 d_1^3} = \frac{q_2}{N_2 d_2^3} \quad \text{B-90}$$

$$\frac{N_1 d_1^2 \rho_1}{\mu_1} = \frac{N_2 d_2^2 \rho_2}{\mu_2} \quad \text{B-91}$$

Esta última equação relaciona as propriedades do fluido com o desenho e rotação da bomba.

Partindo da premissa que uma determinada combinação de números adimensionais resulta em um grupo adimensional que pode ser utilizado de forma funcional, obtém-se para este caso particular:

$$\frac{\psi^{-3/4} \sqrt{\Phi}}{2\pi} = \frac{1}{2\pi} \left( \frac{gH}{N^2 d_p^2 4\pi^2} \right)^{-3/4} \sqrt{\frac{q}{2\pi N d_p^3}} = \frac{\sqrt{q} N}{(gH)^{3/4}} = N_s \quad \text{B-92}$$

$$\frac{1}{2\pi} Re\Phi \sqrt{\Psi} = \frac{1}{2\pi} \frac{2\pi N d_p^2 \rho_f}{\mu_\infty} \frac{q}{2\pi N d_p^3} \sqrt{\frac{N^2 d_p^2 4\pi^2}{gH}} = \frac{\rho_f N q}{\sqrt{gH} \mu_{ref}} = X \quad \text{B-93}$$

$$\Psi = g(X, N_s) \quad \text{B-94}$$

$$\frac{gH}{N^2 d_p^2 4\pi^2} = g \left( \frac{\rho_f N q}{\sqrt{gH} \mu_{ref}}, \frac{\sqrt{q} N}{(gH)^{3/4}} \right) \quad \text{B-95}$$

Particularmente no ponto de melhor eficiência tem-se:

$$\Psi_{bep} = g(X_{bep}, N_{sbep}) \quad \text{B-96}$$

$$\frac{gH_{bep}}{N^2 d_p^2 4\pi^2} = g \left( \frac{\rho_f N q_{bep}}{\sqrt{gH_{bep}} \mu_{ref}}, \frac{\sqrt{q_{bep}} N}{(gH_{bep})^{3/4}} \right) \quad \text{B-97}$$

Da definição de velocidade específica:

$$n_s = \frac{\sqrt{q_{bep}} N}{(gH_{bep})^{3/4}} \quad \text{B-98}$$

$$\Psi_{bep} = g(X_{bep}, n_s) \quad \text{B-99}$$

Isto é consistente com a afirmação de Stepanoff, a qual diz que a vazão e altura de elevação da bomba para um fluido viscoso no ponto de melhor eficiência variam de tal forma que o número específico se mantém constante. Pode-se dizer também que para uma bomba *de determinado modelo* a altura de elevação específica é função somente do primeiro dos dois grupos adimensionais apresentados:

$$\frac{H_{bep}^{visc}}{N^2} = h \left( \frac{\rho_f N q_{bep}^{visc}}{\sqrt{g H_{bep}^{visc} \mu}} \right) \quad \text{B-100}$$

Assumindo que existe a função inversa existe:

$$\frac{\rho_f N q_{bep}^{visc}}{\sqrt{g H_{bep}^{visc} \mu}} = h^{-1} \left( \frac{H_{bep}^{visc}}{N^2} \right) \quad \text{B-101}$$

$$\frac{\rho_f q_{bep}^{visc}}{\sqrt{g \mu}} = \frac{\sqrt{H_{bep}^{visc}}}{N} h^{-1} \left( \frac{H_{bep}^{visc}}{N^2} \right) = i \left( \frac{H_{bep}^{visc}}{N^2} \right) \quad \text{B-102}$$

$$\frac{H_{bep}^{visc}}{N^2} = i^{-1} \left( \frac{\rho_f q_{bep}^{visc}}{\sqrt{g \mu}} \right) \quad \text{B-103}$$

$$\left( \frac{N}{3600} \right)^2 = \frac{H_{bep,N}^{agua}}{H_{bep,60 \text{ Hz}}^{agua}} \quad \text{B-104}$$

$$\frac{H_{bep}^{visc}}{H_{bep,N}^{agua}} = \frac{3600^2}{H_{bep,60 \text{ Hz}}^{agua}} i^{-1} \left( \frac{\rho_f q_{bep}^{visc}}{\sqrt{g \mu}} \right) \quad \text{B-105}$$

$$\frac{N^2}{H_{bep,N}^{agua}} = \frac{3600^2}{H_{bep,60 \text{ Hz}}^{agua}} = cte \quad \text{B-106}$$

Para esta bomba, a relação entre a altura de elevação para água no ponto de melhor eficiência e o quadrado da rotação é uma constante conhecida, resultando:

$$\frac{H_{bep}^{visc}}{H_{bep,N}^{agua}} = \frac{N^2}{H_{bep,N}^{agua}} i^{-1} \left( \frac{\rho_f q_{bep}^{visc}}{\sqrt{g \mu}} \right) = j \left( \frac{N \rho_f q_{bep}^{visc}}{\sqrt{H_{bep,N}^{agua} \mu}} \right) \quad \text{B-107}$$

Esta é basicamente a proposta de Stepanoff, na qual a correção da altura de elevação é baseada no Reynolds de Stepanoff. Conclui-se, portanto, que a altura de elevação é função da capacidade específica da bomba e do número de Reynolds. Das relações obtidas anteriormente:

$$\Psi = \frac{gH}{N^2 d_p^2 4\pi^2} \quad \text{B-108}$$

$$Re = \frac{2\pi N \rho_f d_p^2}{\mu_{ref}} \quad \text{B-109}$$

$$= \frac{q}{2\pi N d_p^3} \quad \text{B-110}$$

$$\Phi N_s = \frac{\sqrt{q} N}{(gH)^{3/4}} \quad \text{B-111}$$

Para um determinado modelo de bomba obtêm-se as seguintes relações:

$$\frac{H}{N^2} = f_1 \left( \frac{\gamma N}{\mu}, \frac{q}{N} \right) \quad \text{B-112}$$

$$\frac{H}{N^2} = f_2 \left( \frac{\gamma N}{\mu}, \frac{\sqrt{q} N}{(gH)^{3/4}} \right) \quad \text{B-113}$$

$$\frac{q}{N} = f_3 \left( \frac{\gamma N}{\mu}, \frac{H}{N^2} \right) \quad \text{B-114}$$

$$\frac{q}{N} = f_4 \left( \frac{\sqrt{q} N}{(gH)^{3/4}}, \frac{\gamma N}{\mu} \right) \quad \text{B-115}$$

Como as propriedades da água e da performance da bomba com água a 60 Hz são conhecidos, estes parâmetros podem ser utilizados para normalizar a curva:

$$\frac{H}{N^2} \frac{3600^2}{H_{\omega,60 \text{ Hz}}^{shut-in}} = f_1 \left( \frac{3600 \mu}{N \gamma}, \frac{q}{N} \frac{3600}{q_{\omega,60 \text{ Hz}}^{max}} \right) \quad \text{B-116}$$

$$\frac{H}{N^2} \frac{3600^2}{H_{\omega,60 \text{ Hz}}^{shut-in}} = f_2 \left( \frac{3600 \mu}{N \gamma}, \frac{\sqrt{q} N}{(gH)^{3/4}} \right) \quad \text{B-117}$$

$$\frac{q}{N} \frac{3600}{q_{\omega,60 \text{ Hz}}^{max}} = f_3 \left( \frac{3600 \mu}{N \gamma}, \frac{H}{N^2} \frac{3600^2}{H_{\omega,60 \text{ Hz}}^{shut-in}} \right) \quad \text{B-118}$$

$$\frac{q}{N} \frac{3600}{q_{\omega,60 \text{ Hz}}^{max}} = f_4 \left( \frac{\sqrt{q}N}{(gH)^{3/4}}, \frac{3600 \mu}{N \gamma} \right) \quad \text{B-119}$$

Resultando as variáveis adimensionais apresentadas na Tabela B-1, as quais servirão de base para as análises posteriores, onde será verificado se existe a seguinte relação entre as variáveis:

$$\Psi_d = f(X, \Phi_d) = f(X, N_s) = f(\Phi_d, N_s) \quad \text{B-120}$$

**Tabela B-1 – Comparação da variável  $X$  bifásica e monofásica**

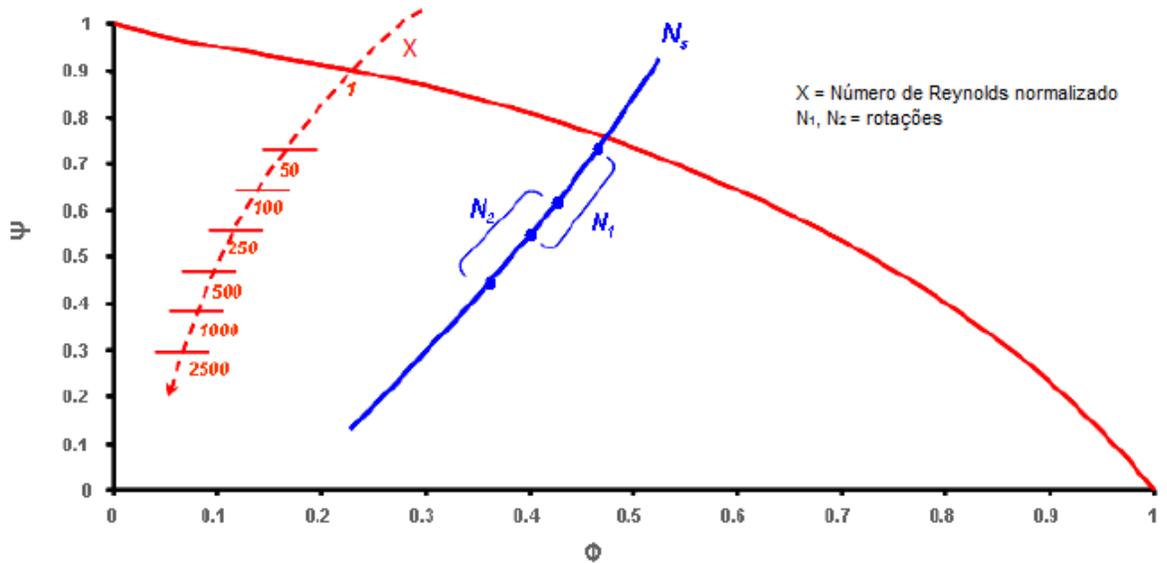
Variável	Descrição	Fórmula	Equação
$\Psi$	Altura de elevação específica	$\Psi = \frac{H}{N^2} \frac{3600^2}{H_{\text{água},60 \text{ Hz}}^{max}}$	B-121
$\Phi$	Capacidade específica	$\Phi = \frac{q}{N} \frac{3600}{q_{\text{água},60 \text{ Hz}}^{max}}$	B-122
$N_s$	Velocidade específica	$N_s = \frac{\sqrt{q}N}{(gH)^{3/4}}$	B-123
$X$	Reynolds normalizado	$X = \frac{3600 \mu}{N \rho}$	B-124

A variável  $X$  foi normalizada em relação à viscosidade e densidade do fluido com os valores para água.

A partir da proposta de Solano, foram realizados estudos experimentais com objetivo de verificar a validade da relação representada pela equação B-99. Por depender da geometria da bomba, essa relação é única para cada modelo e deve ser obtida necessariamente através de experimentos.

A rotação utilizada para normalizar as curvas segundo a proposta original de Solano é 3600 rpm. Contudo, para a bomba utilizada neste trabalho, as curvas do fabricante se referem a 1150 rpm e, como somente foi possível obter experimentalmente toda a faixa de operação a 806 rpm devido a limitações da bancada (vide item 5.1), as variáveis foram normalizadas utilizando esta rotação.

Para validar a relação  $\Psi = f(\Phi, N_s)$ , será verificado se existe uma sobreposição entre os valores obtidos para diversas rotações e viscosidades, conforme a Figura B-1.



**Figura B-1 - Mapa adimensional - Exemplo de sobreposição (Solano, 2009).**

Os testes foram conduzidos para quatro diferentes velocidades específicas: 402, 518, 656 e 854, sendo mantidas constantes durante o ensaio através da variação da vazão de líquido da bomba booster ou abertura/fechamento da válvula localizada na saída da bomba teste. O Apêndice D apresenta a metodologia para obtenção dessas velocidades.

Quatro diferentes rotações foram utilizadas para cada velocidade específica: 612, 709, 806 e 950 rpm. Iniciando com a velocidade específica de 656, o primeiro ponto foi obtido para a rotação de 612 rpm, correspondendo ao ponto mostrado na Figura B-2 e cujos dados estão na Tabela B-2:

**Tabela B-2 – Dados correspondentes ao primeiro ponto de teste.**

Temperatura °C	Viscosidade cP	Vazão m <sup>3</sup> /h	Altura de elevação m	$\Psi$	$\Phi$	$X$
40,0	175	10,4	3,6	0,5760	0,3033	184,6

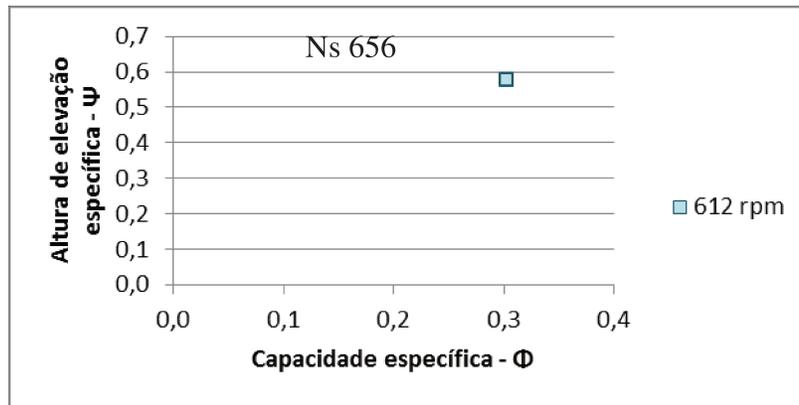


Figura B-2 – Primeiro ponto obtido

O próximo ponto foi obtido para a rotação da bomba teste igual a 709 rpm, representado pelo segundo ponto na Figura B-3 cujos dados são apresentados na Tabela B-3:

Tabela B-3 - Dados correspondentes ao segundo ponto de teste.

Temperatura °C	Viscosidade cP	Vazão m <sup>3</sup> /h	Altura de elevação m	$\Psi$	$\Phi$	X
39,2	184	14,2	5,4	0,6439	0,3565	147,6

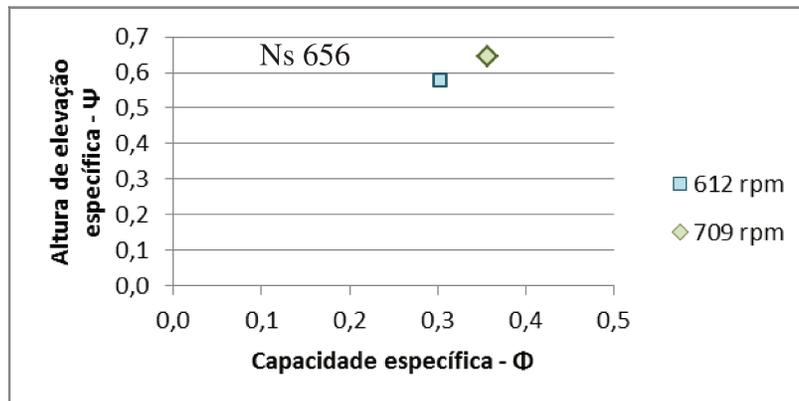


Figura B-3 – Segundo ponto obtido

O procedimento foi repetido para as rotações 806 e 950 rpm, representados na Figura B-4. Mesmo utilizando poucos dados, é possível verificar uma sobreposição dos dados representando uma relação entre a altura de elevação específica e a capacidade específica:

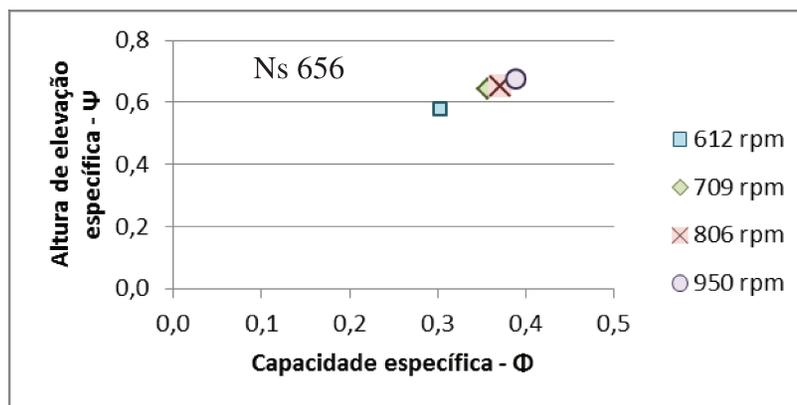


Figura B-4 – Comportamento linear resultante para as quatro rotações ensaiadas

Para observar se os valores se sobrepõem para diferentes viscosidades, o fluido foi aquecido gradualmente. A redução da viscosidade diminuiu a degradação da bomba resultando em um aumento da altura de elevação e a capacidade específica, como esperado. A Figura B-5 apresenta o ganho de desempenho para a rotação de 612 rpm e seus dados são apresentados na Tabela B-4:

Tabela B-4 – Dados correspondentes aos pontos da Figura B-5.

Temperatura °C	Viscosidade cP	Vazão m <sup>3</sup> /h	Altura de elevação m	Ψ	Φ	X
40,0	175	10,4	3,6	0,5760	0,3033	184,6
44,8	133	11,7	3,8	0,6147	0,3406	140,5
50,5	101	12,7	4,1	0,6583	0,3689	106,9
54,8	81	13,3	4,1	0,6647	0,3861	85,2
59,8	51	14,2	4,4	0,7148	0,4135	54,2

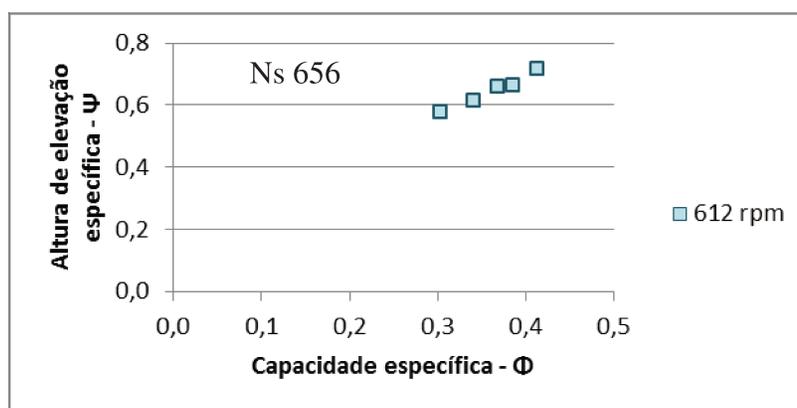


Figura B-5 – Comportamento linear variando a viscosidade para 612 rpm

Realizando o mesmo procedimento para a rotação de 709 rpm e sobrepondo as duas figuras, é verificada uma região comum entre as duas rotações, conforme a Figura B-6. O mesmo acontece ao incluir as rotações de 806 e 950 rpm, conforme as Figuras B-7 e B-8.

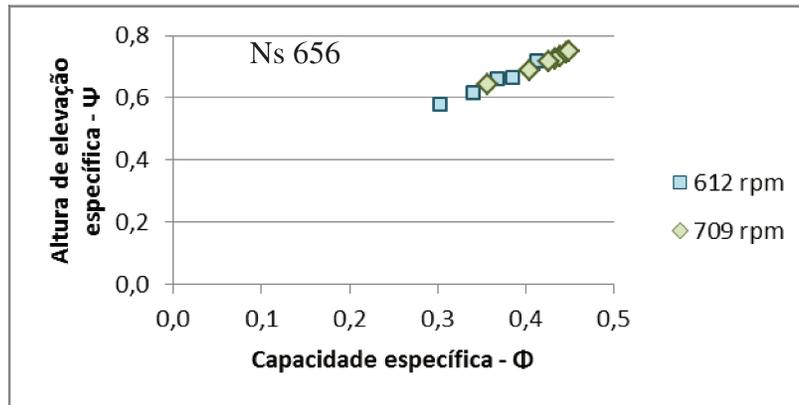


Figura B-6 – Comportamento observado da variação da viscosidade para duas rotações distintas

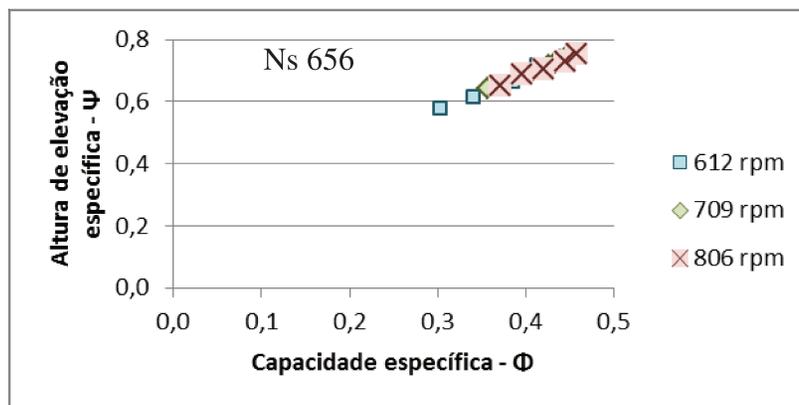


Figura B-7 - Comportamento observado da variação da viscosidade para três rotações distintas

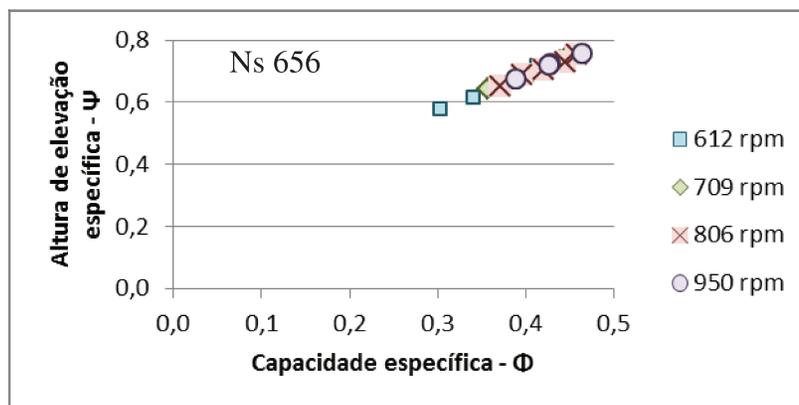


Figura B-8 - Comportamento observado da variação da viscosidade para as quatro rotações analisadas

Os ensaios foram realizados para outras velocidades específicas, onde o mesmo comportamento foi verificado conforme apresentado na Figura B-9. Nota-se que, quanto maior a rotação ou menor a viscosidade, mais próximo é o comportamento da curva da água.

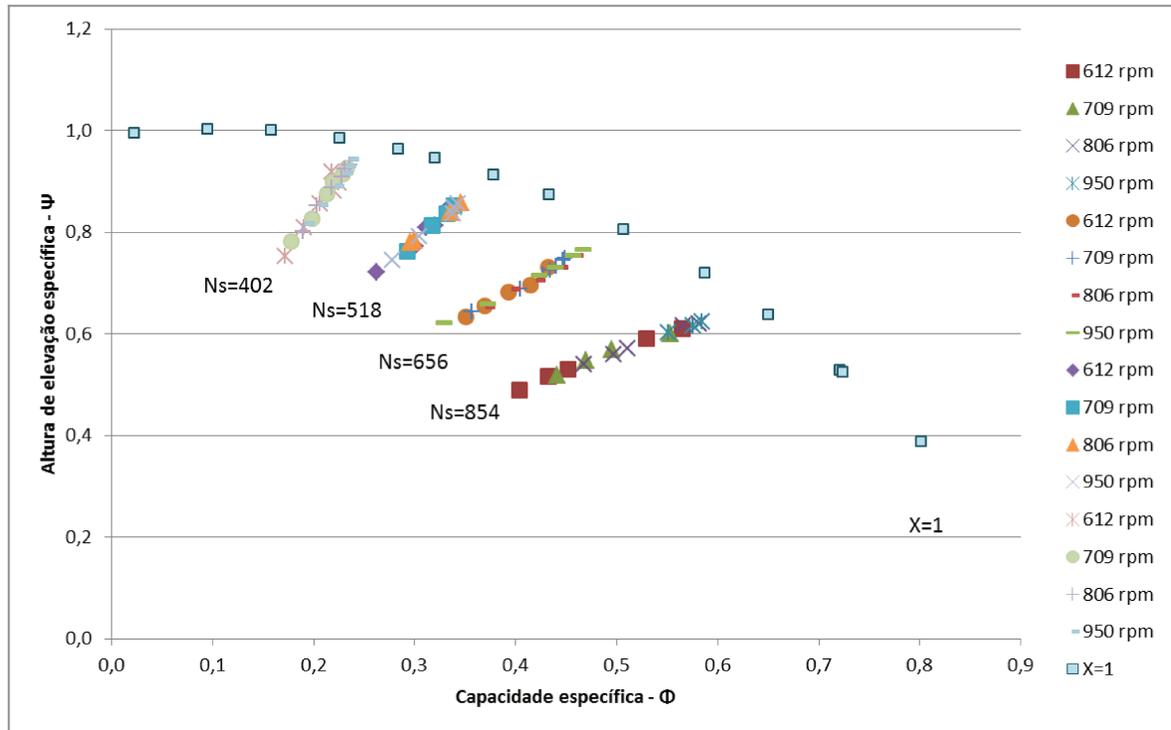


Figura B-9 – Dados obtidos para todas as velocidades específicas ensaiadas

Isto valida a relação  $\Psi = f(\Phi, Ns)$ , mostrando ser uma extensão de Correlação de Stepanoff, a qual diz que, para uma rotação constante, a altura de elevação da bomba diminui com o aumento da viscosidade de tal maneira que a velocidade específica permanece constante no ponto de melhor eficiência. Conforme verificado, esta correlação não se restringe ao ponto de melhor eficiência.

Com relação à variável  $X$ , inicialmente surgiu um questionamento a respeito do seu comportamento para baixas vazões. Para a altura de elevação em *shut off* – ou seja, vazão nula – não existe escoamento e portanto não ocorre perda por fricção, ou seja, a viscosidade não tem impacto no desempenho da bomba neste ponto. As curvas devem, portanto, convergir para a mesma altura de elevação, fenômeno não representado pelo exemplo apresentado por Solano na figura B-1.

Como os ensaios não foram realizados para a variável  $X$  constante, para possibilitar este tipo de análise os pontos foram agrupados entre os valores de  $X$  mais próximos. A Figura B-10 apresenta as isolinhas resultantes para  $X$  próximos de 30, 100, 140 e 175.

Pode-se verificar que as isolinhas não se cruzam entre si e aparentemente convergem para a altura de elevação da água com a redução da vazão, visto que as perdas por fricção tendem a desaparecer com a vazão nula conforme explicado anteriormente. Seu comportamento, portanto, está condizente com a explicação anterior e difere do exemplo da Figura B-1.

A variável  $X$  é necessária quando os efeitos de viscosidade são importantes. Para a bomba trabalhando com água, a altura de elevação específica se torna função unicamente da capacidade específica devido à lei de afinidades. Por exemplo, alterando a rotação de uma bomba trabalhando com água (massa específica igual a  $1 \text{ g/cm}^3$  e viscosidade igual a  $1 \text{ cP}$ ), são encontrados exatamente os mesmos valores de  $\Psi$  e  $\Phi$ , conforme exemplo apresentado na Tabela B-5.

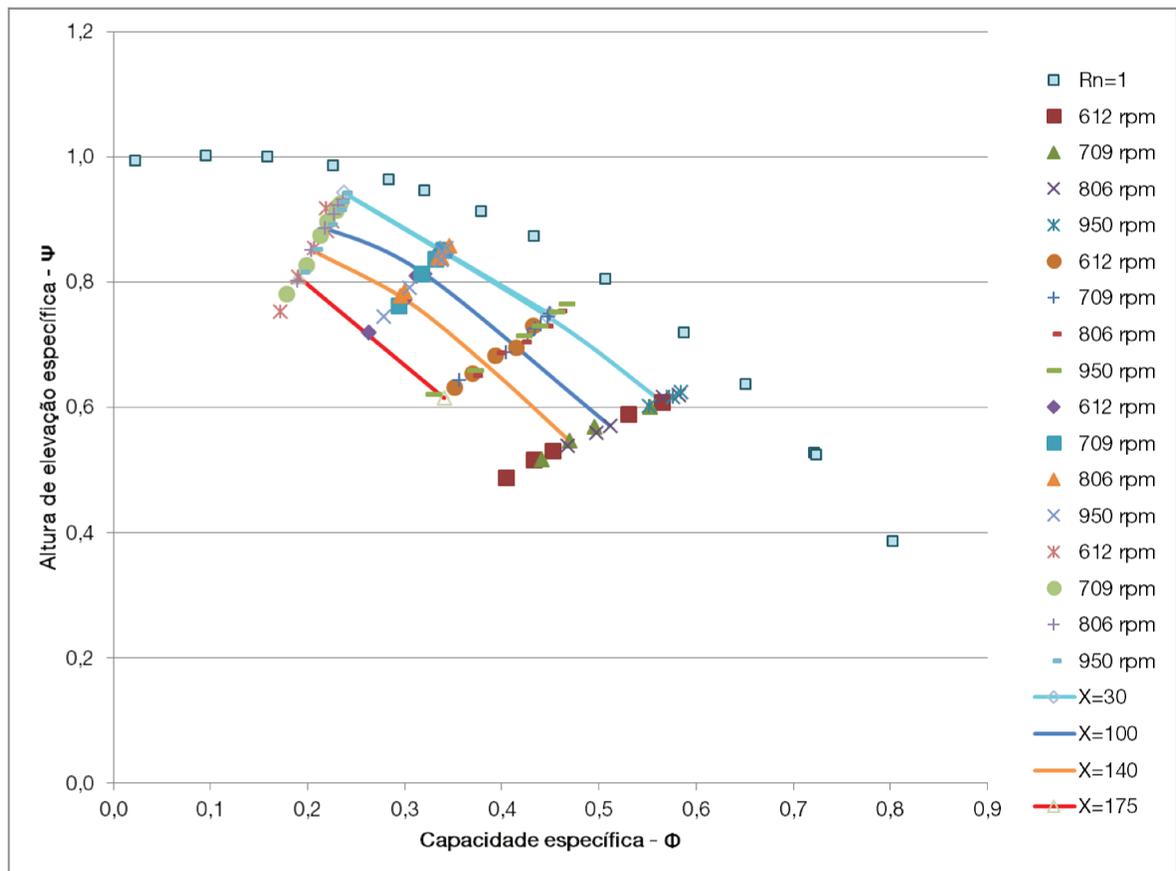


Figura B-10 – Comportamento da variável  $X$

**Tabela B-5 – Análise da influência da rotação em  $\Psi$  e  $\Phi$  para a bomba trabalhando com água**

Rotação rpm	Vazão m <sup>3</sup> /h	Altura de elevação m	$\Psi$	$\Phi$
806	29,4	6,9	0,6419	0,6504
403	14,7	1,725	0,6419	0,6504

Este comportamento, entretanto, não foi verificado nos pontos apresentados nas Figura B-6 a Figura B-8, os quais mostram a variação de  $\Psi$  e  $\Phi$  em função da variação da rotação (a variação de viscosidade foi praticamente desprezível entre os casos). Esta aparente incoerência se deve às leis de afinidade serem válidas somente quando os efeitos viscosos são desprezíveis -ou seja, para altos valores de número de Reynolds, fenômeno já identificado na literatura:

-“As relações de similaridade de bombas centrífugas, aplicadas aos dados experimentais das BCSs, foram atendidas completamente quando operando com água. Para as bombas operando com glicerina foram observados os seguintes desvios: 7% para rotação de 1800 rpm e viscosidade de 60 cP; 10% para rotação de 1800 rpm e viscosidade de 720 cP e 35% para rotação de 1800 rpm e viscosidade de 1020 cP.” – Amaral, 2007.

- “Foi verificado que, para escoamento com baixos valores de número de Reynolds, as bombas não aderem às convencionais leis de afinidades, enquanto que para altos valores ela atende muito efetivamente.” – Day S.W., Flack R.F., Lemire P.P., McDaniel J.C., Effects of Reynolds Number on Performance of a Centrifugal Small Pump, Abril 2004.

Os resultados das Figura B-6 a Figura B-8 comprovam essa afirmação, onde demonstram a necessidade de se utilizar a variável  $X$  para escoamentos viscosos já que, como não é possível aplicar a lei de afinidades nestes casos, a altura de elevação e a capacidade específica dependem de uma variável adicional, a qual considere as propriedades do fluido.

## APÊNDICE C – ANÁLISE DE INCERTEZA EXPERIMENTAL

Erros estão sempre presentes nas análises experimentais, sendo classificados em dois tipos: erros fixos (ou sistemáticos), que se repetem para cada leitura e podem ser removidos através da calibração do instrumento, e o erro aleatório, o qual não é repetitivo e não pode ser removido, sendo originado por diversos fatores que pela própria natureza não são possíveis de serem controlados. O objetivo da análise de erro é estimar a incerteza aleatória esperada nos resultados experimentais.

No experimento proposto, as variáveis respostas obtidas são a altura de elevação, potência e eficiência. Para avaliar a influência dos erros nestes valores, é necessário em primeiro lugar estimar o intervalo de incerteza de cada variável medida, para em seguida analisar a propagação das incertezas nos resultados calculados.

A precisão dos instrumentos utilizados neste experimento está apresentada na Tabela C-1, obtida através do catálogo dos fabricantes. Deve-se ressaltar que a incerteza da medição aumenta quanto menor forem os valores lidos em relação ao fundo de escala. As precisões apresentadas na tabela são referências para a qualidade das medidas e não correspondem a toda a faixa de medição aplicada nos testes.

Será apresentada a seguir a propagação da incerteza para cada variável calculada.

### 1) Análise de incerteza para escoamento monofásico

#### 1.1) Altura de elevação

Para o escoamento monofásico, a altura de elevação depende do diferencial de pressão entre a entrada e saída da bomba e da massa específica do líquido:

$$H = (p_s - p_e) * \rho_l^{-1} * g^{-1} \quad \text{C-1}$$

$$u_{pe} = \frac{\delta p_e}{p_e} = \frac{0,0001 * 10}{10} = 0,1\% \quad \text{C-2}$$

**Tabela C-1 – Variáveis medidas e a precisão obtida**

Instrumento	Variável	Precisão*
Inversor de frequência	$u_{\omega}$	$\pm 0,5\%$ sobre valor lido
Medidor de vazão mássico Coriolis	$u_{ql}$	$\pm 0,2\%$
Sensores de pressão da bomba teste	$u_{pe}, u_{ps}$	$\pm 0,1\%$ sobre fundo de escala (10 bar)
Sensores de pressão do elemento laminador de fluxo	$u_{pLFE}, u_{dpLFE}$	$\pm 0,1\%$ sobre fundo de escala (4 bar e 8 pol H <sub>2</sub> O)
Termopar	$u_T, u_{T,LFE}$	$\pm 1\%$
Torquímetro	$u_{Teixo}$	$\pm 0,18\%$ sobre fundo de escala
Vazão de gás no elemento laminador de fluxo	$u_{qg,,LFE}$	$\pm 0,5\%$ sobre valor lido

$$u_{ps} = \frac{\delta p_s}{p_s} = \frac{0,0001 * 10}{10} = 0,1\% \quad \text{C-3}$$

Como a massa específica depende da temperatura,  $u_{\rho l} = u_T$

$$u_H = \left[ (u_{pe})^2 + (u_{ps})^2 + (-u_T)^2 \right]^{\frac{1}{2}} = (0,1^2 + 0,1^2 + 1^2)^{\frac{1}{2}} = 1\% \quad \text{C-4}$$

### 1.2) Potência no eixo

A potência mecânica consumida no acionamento da bomba é:

$$P_{eixo} = \omega * T_{eixo} \quad \text{C-5}$$

$$u_{P_{eixo}} = \left[ (u_{\omega})^2 + (u_{T_{eixo}})^2 \right]^{\frac{1}{2}} = (0,5^2 + 0,18^2)^{1/2} = 0,53\% \quad \text{C-6}$$

### 1.3) Potência hidráulica

A potência hidráulica transferida ao fluido pela bomba é:

$$P_{hidr} = (p_s - p_e) * q_l \quad \text{C-7}$$

$$u_{P_{hidr}} = \left[ (u_{pe})^2 + (u_{ps})^2 + (u_{ql})^2 \right]^{\frac{1}{2}} = (0,1^2 + 0,1^2 + 0,2^2)^{1/2} \quad \text{C-8}$$

$$= 0,24\%$$

### 1.4) Eficiência

A eficiência da bomba é função da potência hidráulica e de eixo:

$$\eta = \frac{P_{hidr}}{P_{eixo}} = (p_s - p_e) * q_l * \omega^{-1} * T_{eixo}^{-1} \quad \text{C-9}$$

$$u_{\eta} = \left[ (u_{pe})^2 + (u_{ps})^2 + (u_{ql})^2 + (-u_{\omega})^2 + (-u_{T_{eixo}})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad \text{C-10}$$

$$u_{\eta} = (0,1^2 + 0,1^2 + 0,2^2 + 0,5^2 + 0,18^2)^{1/2} = 0,59\% \quad \text{C-11}$$

## 2) Análise de incerteza para escoamento bifásico

### 2.1) Massa específica do gás

A massa específica do gás é função da temperatura e da pressão na entrada da bomba:

$$\rho_g = p_e * T^{-1} \quad \text{C-12}$$

$$u_g = \left[ (u_{pe})^2 + (-u_T)^2 \right]^{\frac{1}{2}} = (0,1^2 + 1^2)^{1/2} = 1\% \quad \text{C-13}$$

2.2) Massa específica do gás no elemento laminador de fluxo

A massa específica do gás no elemento laminador de fluxo é função da temperatura, da pressão na entrada e do diferencial de pressão no elemento laminador de fluxo:

$$\rho_{g,LFE} = (p_{LFE} + dp_{LFE}) * T^{-1} \quad C-14$$

$$u_{\rho g,LFE} = \left[ (u_{p,LFE})^2 + (u_{dp,LFE})^2 + (-u_T)^2 \right]^{\frac{1}{2}} = (0,1^2 + 0,1^2 + 1^2)^{1/2} \quad C-15$$

$$= 1\%$$

2.3) Vazão volumétrica de gás no elemento laminador de fluxo

A vazão volumétrica de gás no elemento laminador de fluxo é função do diferencial de pressão no elemento laminador de fluxo e da viscosidade do ar, a qual é função da temperatura no elemento laminador de fluxo:

$$q_{g,LFE} = dp_{LFE} * T_{LFE}^{-1} \quad C-16$$

$$u_{qg,LFE} = \left[ (u_{dp,LFE})^2 + (-u_T)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad C-17$$

$$u_{qg,LFE} = (0,1^2 + 1^2)^{1/2} = 1\% \quad C-18$$

2.4) Vazão volumétrica de gás

A vazão volumétrica de gás é função da massa específica do gás, da massa específica do gás no elemento laminador de fluxo e da vazão volumétrica de gás no elemento laminador de fluxo:

$$q_g = q_{g,LFE} * \rho_{g,LFE} * \rho_g^{-1} \quad C-19$$

$$u_{qg} = \left[ (u_{qg,LFE})^2 + (u_{\rho g,LFE})^2 + (-u_g)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad C-20$$

$$u_{qg} = (1^2 + 1^2 + 1^2)^{1/2} = 1,73\% \quad C-21$$

## 2.5) Fração volumétrica de gás

A fração volumétrica de gás é função da vazão volumétrica de gás e da vazão volumétrica de líquido:

$$\lambda = \frac{q_g}{q_g + q_l} \quad \text{C-22}$$

$$u_\lambda = \left[ (u_{qg})^2 + (u_{ql})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad \text{C-23}$$

$$u_\lambda = (1,73^2 + 0,2^2)^{1/2} = 1,74\% \quad \text{C-24}$$

## 2.6) Altura de elevação

É função do diferencial de pressão entre a entrada e saída da bomba e da massa específica da mistura que, neste caso, depende da fração volumétrica de gás:

$$H = (p_s - p_e) * \rho_m^{-1} * g^{-1} \quad \text{C-25}$$

onde  $\rho_m = (1 - \lambda) * \rho_l$  p/  $\rho_l \gg \rho_g$ .

De forma análoga ao caso monofásico, a massa específica do líquido depende somente da temperatura, portanto  $u_{\rho l} = u_T$ . A incerteza da fração volumétrica de gás foi apresentada no item 2.5. A incerteza da altura de elevação é, portanto:

$$u_H = \left[ (u_{pe})^2 + (u_{ps})^2 + (-u_T)^2 + (-u_\lambda)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad \text{C-26}$$

$$u_H = (0,1^2 + 0,1^2 + 1^2 + 1,74^2)^{1/2} = 2,01\% \quad \text{C-27}$$

## APÊNDICE D – CÁLCULO DAS VELOCIDADES ESPECÍFICAS

Este apêndice apresenta o cálculo das velocidades específicas utilizadas durante os ensaios descritos pelo item 4.7, subitem ii e pelo item 4.7, subitem iii, parágrafo d. Apesar de não existir necessidade de um critério – teoricamente qualquer valor de velocidade específica pode ser utilizado para realização dos ensaios – foi decidido obter valores referentes ao ponto de melhor eficiência para a rotação de 806 rpm.

A equação da velocidade específica é

$$N_s = 0,1707825 \frac{\sqrt{q}N}{H^{3/4}} \quad \text{D-1}$$

onde  $N$  representa a rotação em rpm,  $q$  a vazão em bpd e  $H$  a altura de elevação em ft.

Para o ponto de melhor eficiência, cujos dados são apresentados na Tabela D-1, obtém-se o resultado apresentado pela Equação D-29:

**Tabela D-1 – Dados utilizados para cálculo da velocidade específica no ponto de melhor eficiência**

Vazão m <sup>3</sup> /h	Vazão bbl/d	Altura de elevação m	Altura de elevação ft
22,9	3456	8,7	28,5

$$N_s = 0,1707825 \frac{\sqrt{3456} * 806}{28,5^{3/4}} = 656 \quad \text{D-2}$$

As outras velocidades foram escolhidas de forma aleatória. Neste estudo, foram escolhidos os pontos com vazão 33% e 50% inferiores e 25% superior comparados ao ponto de melhor eficiência, conforme a tabela D-2. Realizando o mesmo cálculo foram obtidos os resultados apresentados pelas equações D-3, D-4 e D-5, respectivamente:

**Tabela D-2 - Dados utilizados para cálculo da velocidade específica além ponto de melhor eficiência**

Vazão m <sup>3</sup> /h	Vazão bbl/d	Altura de elevação m	Altura de elevação ft
17,2	2592	9,8	32,2
11,4	1728	10,5	34,4
28,6	4320	7,1	23,3

$$N_s = 0,1707825 \frac{\sqrt{2592} * 806}{32,2^{3/4}} = 518 \quad \text{D-3}$$

$$N_s = 0,1707825 \frac{\sqrt{1728} * 806}{10,5^{3/4}} = 402 \quad \text{D-4}$$

$$N_s = 0,1707825 \frac{\sqrt{4320} * 806}{7,1^{3/4}} = 854 \quad \text{D-5}$$

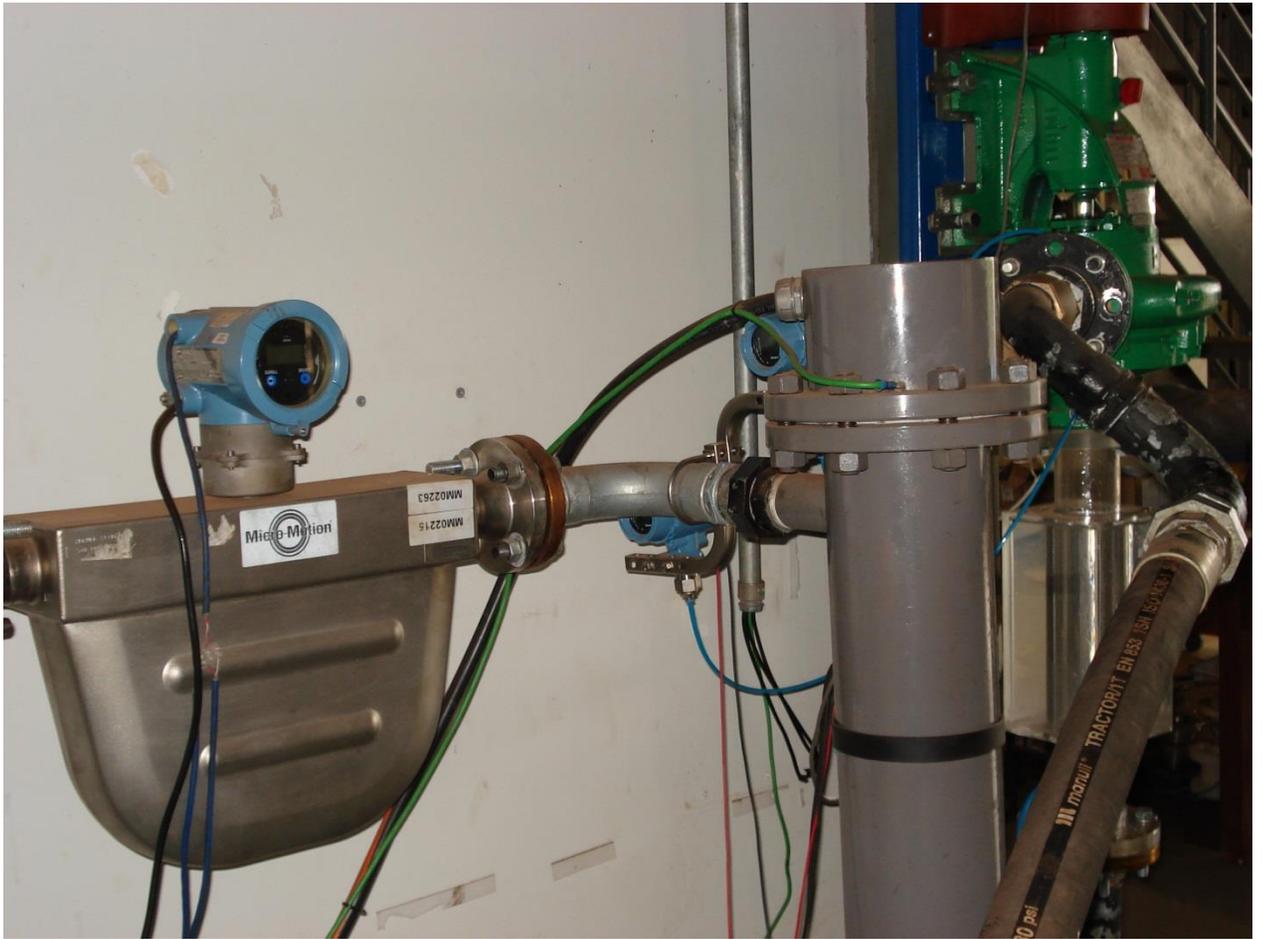
## ANEXO A – FOTOS DA MONTAGEM EXPERIMENTAL



**Figura AA - 1 – Vista superior do aparato experimental**



**Figura AA - 2 – Vista lateral mostrando o aquecedor elétrico à esquerda, o aquário em acrílico e a bomba teste**



**Figura AA - 3 – Medidor de vazão de líquido e o aquecedor elétrico**

## ANEXO B – DADOS EXPERIMENTAIS

### 1) Monofásico Água

Rotação 612 rpm								Eficiência
Q (m <sup>3</sup> /s)	Pe (Pa)	Ps (Pa)	$\Delta P$ (Pa)	Elevação (m)	Teixo (N.m)	Phidr (W)	Peixo (W)	(%)
0,0079437	75015	93465	18450	1,88	8,4	146,6	535,5	27,4
0,0070678	97797	126377	28580	2,92	8,2	202,0	527,1	38,3
0,0063742	114149	149958	35809	3,66	8,1	228,3	518,2	44,1
0,0053865	134716	178836	44119	4,51	7,8	237,7	497,9	47,7
0,0042576	153770	205094	51324	5,24	7,2	218,5	463,3	47,2
0,0038473	159368	212114	52746	5,39	7,0	202,9	446,6	45,4
0,0032347	166911	222454	55543	5,67	6,5	179,7	415,8	43,2
0,0027448	171255	227631	56376	5,76	6,1	154,7	389,0	39,8
0,0020252	176706	233896	57189	5,84	5,4	115,8	348,6	33,2
0,0011000	182274	239285	57011	5,82	4,6	62,7	292,6	21,4
0,0002952	186982	243737	56755	5,80	3,7	16,8	239,7	7,0

Rotação 806 rpm								Eficiência
Q (m <sup>3</sup> /s)	Pe (Pa)	Ps (Pa)	$\Delta P$ (Pa)	Elevação (m)	Teixo (N.m)	Phidr (W)	Peixo (W)	(%)
0,0100663	106268	147020	40752	4,16	13,1	410,2	1103,4	37,2
0,0090520	140605	196121	55515	5,67	12,9	502,5	1089,3	46,1
0,0090877	140714	195889	55175	5,64	12,9	501,4	1088,8	46,1
0,0081705	167738	234807	67069	6,85	12,7	548,0	1067,8	51,3
0,0073711	189838	265606	75768	7,74	12,3	558,5	1040,8	53,7
0,0063599	214880	299578	84698	8,65	11,8	538,7	995,6	54,1
0,0054341	233880	325848	91968	9,39	11,2	499,8	943,4	53,0
0,0047550	245854	341912	96058	9,81	10,6	456,8	895,7	51,0
0,0040216	256714	356289	99575	10,17	9,9	400,4	836,2	47,9
0,0035613	262247	363617	101370	10,35	9,4	361,0	795,5	45,4
0,0028429	269449	373171	103721	10,59	8,7	294,9	730,5	40,4
0,0019923	276537	381845	105307	10,76	7,7	209,8	649,7	32,3
0,0011946	282037	387456	105418	10,77	6,8	125,9	576,6	21,8
0,0002809	288268	392912	104644	10,69	5,7	29,4	477,1	6,2

Rotação 1000 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Pe (Pa)	Ps (Pa)	ΔP (Pa)	Elevação (m)	Teixo (N.m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,0114334	111088	194261	83173	8,50	19,5	951,0	2037,1	46,7
0,0108556	83092	174740	91648	9,36	19,3	994,9	2019,3	49,3
0,0104063	99596	198986	99390	10,15	19,1	1034,3	2000,7	51,7
0,0097387	123817	233602	109786	11,21	18,8	1069,2	1971,9	54,2
0,0085069	164185	289449	125264	12,79	18,1	1065,6	1899,8	56,1
0,0073481	196817	334324	137507	14,05	17,3	1010,4	1816,5	55,6
0,0061299	225707	373436	147729	15,09	16,2	905,6	1696,7	53,4
0,0051014	101184	254489	153304	15,66	15,0	782,1	1570,9	49,8
0,0041099	117215	276053	158838	16,22	13,7	652,8	1438,5	45,4
0,0031610	129224	291440	162217	16,57	12,4	512,8	1303,1	39,4
0,0023314	137129	300457	163328	16,68	11,3	380,8	1180,9	32,2
0,0011576	144965	310584	165619	16,92	10,0	191,7	1046,9	18,3
0,0003311	149816	316975	167159	17,07	8,6	55,3	895,4	6,2

Rotação 1150 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Pe (Pa)	Ps (Pa)	ΔP (Pa)	Elevação (m)	Teixo (N.m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,0114382	57996	195374	137377	14,03	24,9	1571,3	2602,8	60,4
0,0107791	147088	297789	150701	15,39	24,5	1624,4	2563,1	63,4
0,0100536	97675	257778	160103	16,35	23,8	1609,6	2491,3	64,6
0,0086556	143774	322427	178653	18,25	22,6	1546,4	2370,6	65,2
0,0079994	163124	349423	186299	19,03	22,0	1490,3	2306,5	64,6
0,0076199	127955	317546	189591	19,37	21,6	1444,7	2265,8	63,8
0,0062033	162868	364666	201798	20,61	19,9	1251,8	2087,1	60,0
0,0056345	114043	319127	205084	20,95	19,2	1155,5	2007,4	57,6
0,0049168	127006	336460	209454	21,39	18,1	1029,8	1900,4	54,2
0,0042429	87876	299859	211984	21,65	17,1	899,4	1795,0	50,1
0,0033193	99921	315402	215481	22,01	15,7	715,2	1649,0	43,4
0,0022810	110597	327936	217339	22,20	14,1	495,8	1473,8	33,6
0,0008043	119776	339958	220182	22,49	12,0	177,1	1257,8	14,1
0,0003471	122455	344578	222123	22,69	11,1	77,1	1158,1	6,7

## 2) Monofásico Glicerina

Velocidade específica Ns=656

Rotação 612 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	ρl (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,002892	40,0	0,1747	1247	3,57	126,1	913,5	13,8
0,003247	44,8	0,1330	1247	3,81	151,2	860,6	17,6
0,003517	50,5	0,1012	1247	4,08	175,6	796,5	22,0

0,003681	54,8	0,0807	1247	4,12	185,6	766,7	24,2
0,003942	59,8	0,0513	1247	4,43	213,4	725,8	29,4
Rotação 709 rpm							
Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,003937	39,2	0,1840	1247	5,36	257,9	1511,2	17,1
0,004466	47,5	0,1163	1247	5,72	312,4	1348,6	23,2
0,004795	51,5	0,0963	1247	6,04	354,0	1251,3	28,3
0,004858	57,4	0,0663	1247	6,10	362,3	1153,9	31,4
0,004939	61,2	0,0408	1247	6,20	374,4	1117,9	33,5
0,00496	61,3	0,0394	1247	6,23	378,1	1113,9	33,9
0,004715	55,1	0,0791	1247	5,95	342,9	1196,1	28,7
Rotação 806 rpm							
Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,004665	40,0	0,1749	1247	7,01	399,7	1990,8	20,1
0,004977	45,3	0,1301	1247	7,39	449,7	1864,4	24,1
0,005287	49,8	0,1046	1247	7,59	491,1	1774,7	27,7
0,00558	54,3	0,0829	1247	7,85	535,4	1690,1	31,7
0,005756	59,2	0,0554	1247	8,11	571,0	1615,0	35,4
Rotação 950 rpm							
Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,005745	41,7	0,1578	1247	10,11	710,3	3131,0	22,7
0,006864	55,4	0,0774	1247	11,33	951,0	2682,5	35,5
0,006339	58,3	0,0613	1247	10,85	841,0	2503,3	33,6
0,006318	61,4	0,0392	1247	10,76	831,2	2422,5	34,3
Velocidade específica Ns=518							
Rotação 612 rpm							
Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,002505	43,3	0,1447	1247	4,46	136,8	892,6	15,3
0,00305	52,5	0,0918	1247	5,04	188,1	757,9	24,8
0,003177	58,3	0,0610	1247	5,24	203,5	705,9	28,8
0,002862	45,3	0,1300	1247	4,79	167,6	885,9	18,9
0,002973	56,2	0,0732	1247	5,02	182,4	720,2	25,3
Rotação 709 rpm							
Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,003238	44,3	0,1371	1247	6,35	251,3	1293,0	19,4
0,003665	51,9	0,0942	1247	6,96	312,1	1129,7	27,6
0,003748	58,6	0,0589	1247	7,08	324,6	1040,9	31,2
0,003505	56,2	0,0732	1247	6,76	289,9	1061,2	27,3

Rotação 806 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,003763	43,2	0,1449	1247	8,43	387,9	1824,9	21,3
0,004205	53,4	0,0875	1247	9,01	463,6	1572,2	29,5
0,004338	59,2	0,0552	1247	9,22	489,5	1473,1	33,2
0,004236	56,0	0,0745	1247	9,02	467,4	1520,2	30,7
0,003714	48,1	0,1131	1247	8,37	380,4	1623,1	23,4

Rotação 950 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,004507	44,6	0,1348	1247	11,82	651,6	2738,8	23,8
0,004996	53,5	0,0868	1247	12,49	763,0	2432,6	31,4
0,005075	58,9	0,0571	1247	12,77	792,6	2285,4	34,7
0,005017	55,7	0,0757	1247	12,66	777,1	2380,9	32,6
0,004117	48,3	0,1124	1247	11,12	560,1	2440,4	23,0

Velocidade específica Ns=854

Rotação 612 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,004309	45,7	0,1272	1247	3,29	173,4	977,8	17,7
0,003849	36,9	0,2138	1247	3,03	142,4	1140,2	12,5
0,005051	57,9	0,0634	1247	3,66	225,9	830,9	27,2
0,004121	41,1	0,1635	1247	3,20	161,2	1074,3	15,0
0,005386	62,3	0,0312	1247	3,77	248,6	814,3	30,5

Rotação 709 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,005468	48,6	0,1107	1247	4,74	316,7	1405,3	22,5
0,004868	38,3	0,1950	1247	4,30	256,2	1632,1	15,7
0,006106	57,2	0,0679	1247	5,00	373,3	1245,3	30,0
0,005184	42,4	0,1521	1247	4,55	288,4	1534,7	18,8
0,005494	62,2	0,0000	1248000	6,02	404,6	1163,8	34,8

Rotação 806 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,006418	46,8	0,1208	1247	6,14	481,7	2021,5	23,8
0,005873	39,3	0,1825	1247	5,79	416,1	2246,3	18,5
0,007107	57,1	0,0680	1247	6,63	576,2	1783,3	32,3
0,006245	44,1	0,1385	1247	6,02	459,5	2137,2	21,5
0,007307	62,0	0,0340	1247	6,67	596,0	1729,8	34,5

Rotação 950 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho_l$ (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,008159	50,6	0,1006	1247	8,99	896,8	3037,2	29,5
0,008518	55,6	0,0763	1247	9,21	959,5	2799,2	34,3
0,008645	60,7	0,0442	1247	9,32	985,6	2690,3	36,6

Velocidade específica Ns=402

Rotação 612 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho_l$ (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,001641	33,9	0,2623	1247	4,67	93,7	1005,5	9,3
0,001813	40,8	0,1665	1247	5,01	111,1	888,5	12,5
0,001971	45,0	0,1322	1247	5,30	127,8	768,4	16,6
0,002097	52,2	0,0929	1247	5,46	140,0	697,1	20,1
0,00215	55,9	0,0749	1247	5,56	146,3	656,4	22,3
0,002083	60,7	0,0447	1247	5,69	145,0	615,8	23,5

Rotação 709 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho_l$ (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,00197	32,9	0,2815	1247	6,50	156,6	1429,4	11,0
0,002188	40,2	0,1727	1247	6,88	184,1	1281,7	14,4
0,002352	45,3	0,1299	1247	7,28	209,3	1098,1	19,1
0,002426	52,2	0,0931	1247	7,47	221,6	1007,5	22,0
0,002528	56,3	0,0727	1247	7,61	235,4	952,7	24,7
0,002573	60,8	0,0434	1247	7,70	242,3	907,9	26,7

Rotação 806 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho_l$ (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,002382	34,7	0,2473	1247	8,62	251,1	1971,6	12,7
0,002551	40,5	0,1696	1247	9,16	285,7	1756,2	16,3
0,002738	46,5	0,1222	1247	9,53	319,0	1526,5	20,9
0,002856	51,5	0,0962	1247	9,77	341,3	1422,0	24,0
0,002897	55,7	0,0760	1247	9,93	351,7	1342,5	26,2
0,002966	60,6	0,0451	1247	10,02	363,4	1270,9	28,6

Rotação 950 rpm

Q (m <sup>3</sup> /s)	Temperatura (°C)	Viscosidade (Pa.s)	$\rho_l$ (kg/m <sup>3</sup> )	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,002854	35,6	0,2329	1247	12,19	425,5	2926,2	14,5
0,003059	40,1	0,1737	1247	12,74	476,7	2735,1	17,4
0,00328	46,6	0,1216	1247	13,32	534,3	2332,3	22,9
0,003417	52,5	0,0914	1247	13,69	572,1	2177,0	26,3
0,003465	55,8	0,0752	1247	13,87	587,9	2086,1	28,2
0,003506	60,3	0,0472	1247	14,08	603,9	1962,5	30,8

### 3) Multifásico Glicerina – Item4.3.1

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (°C)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)	Eficiência (%)
0,347829	85814	48,8	0,056193	1238	0,004233	6,63	341,9	1358,2	25,2
0,350429	87715	48,8	0,05622	1238	0,004141	6,65	335,6	1344,5	25,0
0,353331	88603	52,6	0,045449	1238	0,004165	7,18	364,5	1313,6	27,7
0,351893	90096	54,1	0,041769	1238	0,004199	8,21	420,3	1320,1	31,8
0,350871	92790	57,0	0,035566	1238	0,0042	8,54	437,3	1289,5	33,9
0,371268	79132	33,8	0,142748	1237	0,004183	1,73	88,2	1573,9	5,6
0,371117	77743	34,5	0,136425	1237	0,004218	1,79	91,9	1561,3	5,9
0,357583	93563	36,8	0,117968	1238	0,004177	2,13	108,3	1448,3	7,5
0,362724	72836	39,6	0,098709	1238	0,004189	3,38	172,3	1425,9	12,1
0,364826	86856	42,8	0,080929	1238	0,004156	5,17	261,6	1418,9	18,4
0,592088	101898	57,4	0,034714	1235	0,003889	5,78	273,7	1153,9	23,7
0,600474	63106	36,2	0,122996	1235	0,004181	1,10	56,2	1395,9	4,0
0,607331	57813	37,4	0,113685	1235	0,004238	1,16	59,7	1347,3	4,4
0,601013	59239	40,2	0,095249	1235	0,004186	1,41	72,1	1299,5	5,5
0,592226	64656	42,5	0,082065	1235	0,004191	1,72	87,9	1259,8	7,0
0,600776	74698	45,5	0,068554	1235	0,004243	2,33	120,3	1224,6	9,8
0,599848	83876	48,1	0,05867	1235	0,004241	3,12	161,2	1220,4	13,2
0,589632	89412	52,4	0,046009	1235	0,004226	4,49	231,1	1199,8	19,3
0,595482	92746	54,5	0,040999	1235	0,004222	4,90	252,3	1179,9	21,4
0,592493	96452	57,4	0,034772	1235	0,004203	5,49	281,3	1175,1	23,9
0,601282	99638	59,2	0,031069	1235	0,004205	6,20	317,7	1184,5	26,8
0,997774	71676	36,4	0,120882	1230	0,004249	0,68	35,2	1278,1	2,8
0,994361	87937	40,3	0,094258	1230	0,004241	0,91	46,8	1206,4	3,9
0,994377	108515	43,5	0,077405	1230	0,004219	1,15	59,1	1153,1	5,1
0,973079	125319	47,4	0,061066	1230	0,004242	1,49	76,8	1062,8	7,2
0,999395	128410	54,2	0,041701	1230	0,004228	1,92	98,9	977,1	10,1
0,997181	133248	56,8	0,036054	1230	0,004165	2,12	107,4	960,9	11,2
0,985848	138296	59,5	0,030636	1230	0,004181	2,30	117,2	959,6	12,2
0,260607	41163	35,6	0,127258	1239	0,00422	6,01	309,2	1693,8	18,3
0,263266	41804	38,0	0,109319	1239	0,004207	6,24	319,9	1625,5	19,7
0,262647	50696	42,4	0,08297	1239	0,004182	6,85	349,0	1530,3	22,8
0,260599	59383	45,3	0,06941	1239	0,004181	7,70	392,4	1461,1	26,9
0,255243	68251	47,9	0,059255	1239	0,004196	8,43	430,9	1376,9	31,3
0,262904	72572	50,9	0,050125	1239	0,004205	8,69	445,3	1338,1	33,3
0,371268	79132	33,8	0,142748	1237	0,004183	1,73	88,2	1573,9	5,6
0,371117	77743	34,5	0,136425	1237	0,004218	1,79	91,9	1561,3	5,9
0,357583	93563	36,8	0,117968	1238	0,004177	2,13	108,3	1448,3	7,5
0,362724	72836	39,6	0,098709	1238	0,004189	3,38	172,3	1425,9	12,1
0,364826	86856	42,8	0,080929	1238	0,004156	5,17	261,6	1418,9	18,4
0,359185	73911	48,4	0,057618	1238	0,004138	7,43	374,6	1347,1	27,8
0,354802	74195	50,9	0,050125	1238	0,004245	8,46	437,5	1348,9	32,4

0,349129	81356	54,3	0,041498	1238	0,004201	8,87	454,2	1313,2	34,6
0,360795	83388	56,8	0,036071	1238	0,004167	8,93	453,5	1289,1	35,2
0,357569	84351	56,8	0,035875	1238	0,004192	8,98	458,6	1287,8	35,6
0,345785	88659	59,3	0,030954	1238	0,004212	9,11	467,8	1265,0	37,0

#### 4) Multifásico Glicerina – Item 4.3.2

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (°C)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,353154	35240	59,2	0,03108	1,43	1238	0,003351	9,71	396,3	1126,4
0,362975	57266	59,2	0,03119	1,66	1238	0,003286	9,33	373,3	1121,8
0,350678	112356	60,1	0,029395	2,23	1238	0,003302	8,97	360,8	1122,1
0,346053	124528	60,1	0,029341	2,36	1238	0,003378	8,93	367,7	1137,7
0,346344	146026	59,7	0,030249	2,59	1238	0,003376	8,85	363,9	1136,0
0,350411	162324	59,8	0,029987	2,76	1238	0,003324	8,82	357,3	1130,4
0,360957	177460	60,3	0,028905	2,91	1238	0,003355	8,69	355,4	1130,7
0,342326	189703	60,5	0,028497	3,04	1238	0,003314	8,82	356,1	1127,8
0,499008	57195	60,8	0,028041	1,65	1238	0,00337	8,38	344,1	1066,5
0,487976	90867	60,4	0,028788	2,01	1238	0,003401	8,22	340,7	998,7
0,519137	112958	61,1	0,027439	2,23	1238	0,003304	7,95	320,1	1058,8
0,486492	134718	60,9	0,027698	2,46	1238	0,003363	8,12	332,7	981,5
0,510293	159095	60,9	0,027858	2,72	1238	0,00328	7,68	306,9	1095,8
0,504901	178514	60,8	0,027986	2,92	1238	0,003339	7,67	312,2	1079,7
0,488186	186158	61,7	0,02614	2,99	1238	0,003348	8,06	328,9	1111,1
0,995242	71188	60,8	0,02788	1,80	1238	0,003351	2,38	97,2	871,3
0,99681	104427	61,6	0,02641	2,14	1238	0,00337	2,49	102,4	885,1
1,023917	144001	61,4	0,026855	2,56	1238	0,003334	2,59	105,2	892,6
1,004514	164736	62,2	0,025226	2,76	1238	0,003374	2,69	110,7	905,0
1,008716	184878	62,0	0,025487	2,98	1238	0,003357	2,71	110,8	898,5
0,744018	57570	61,4	0,026788	1,66	1238	0,003398	3,55	147,2	966,8
0,760078	81022	62,1	0,025435	1,90	1238	0,003342	3,50	142,6	962,7
0,743737	119948	61,8	0,025988	2,30	1238	0,003321	3,81	154,0	974,6
0,753354	145252	61,7	0,026215	2,57	1238	0,003331	3,72	151,0	973,9
0,733496	169446	61,7	0,026158	2,82	1238	0,003367	3,91	160,3	977,6
0,749958	184549	62,6	0,024372	2,97	1238	0,003363	3,93	161,0	979,7
0,513877	63857	60,9	0,027771	1,72	1238	0,003319	7,96	321,9	1108,5
0,505207	63922	60,7	0,028079	1,72	1238	0,00331	7,87	317,6	1103,0
0,497994	62280	60,4	0,028723	1,71	1238	0,003369	8,04	330,1	1115,6
0,496503	91687	61,1	0,027389	2,01	1238	0,003342	7,89	321,1	1110,7
0,506303	124817	61,7	0,026279	2,35	1238	0,003327	7,89	320,0	1110,0
0,497556	164946	61,5	0,026595	2,77	1238	0,003328	7,92	321,3	1111,4
0,48889	184421	62,2	0,025254	2,97	1238	0,00341	7,96	330,7	1123,2
0,49785	185537	62,2	0,025199	2,98	1238	0,003319	7,87	318,3	1110,9

0,984248	32162	58,6	0,032406	1,40	1238	0,004202	2,14	109,6	975,1
0,998103	56160	59,0	0,031584	1,65	1238	0,004244	2,41	124,5	994,8
0,984499	91100	59,0	0,031498	2,02	1238	0,004159	2,56	129,9	997,6
1,020814	125119	60,2	0,029193	2,37	1238	0,00416	2,54	128,7	967,2
0,99639	119174	60,5	0,028493	2,30	1238	0,004215	2,52	129,3	971,2
1,008017	147833	61,4	0,026876	2,60	1238	0,004218	2,51	129,1	978,5
0,99998	176811	62,3	0,024981	2,89	1238	0,004225	2,27	116,7	942,1
1,012166	189679	62,5	0,024623	3,02	1238	0,004163	2,36	119,6	937,4
0,353738	26927	58,7	0,032087	1,35	1238	0,00419	8,88	453,6	1260,9
0,362194	45501	58,4	0,032627	1,54	1238	0,004214	8,74	448,8	1264,2
0,356247	71470	59,1	0,031383	1,81	1238	0,0042	8,77	448,7	1263,8
0,347253	109463	59,1	0,031308	2,21	1238	0,004159	8,73	442,4	1256,6
0,338128	126585	59,1	0,031329	2,39	1238	0,004187	8,71	444,3	1259,5
0,350803	141964	59,1	0,03134	2,55	1238	0,004183	8,66	441,5	1260,2
0,353122	153030	59,1	0,031349	2,67	1238	0,004159	8,66	438,8	1257,3
0,347668	169774	59,2	0,031126	2,84	1238	0,00419	8,67	442,4	1259,8
0,349977	181209	59,3	0,030901	2,96	1238	0,0042	8,63	441,7	1259,8
0,351189	191413	59,9	0,029682	3,06	1238	0,004171	8,70	442,3	1254,0
0,490971	29938	60,1	0,02942	1,37	1238	0,004171	7,21	366,2	1214,3
0,499007	42794	60,1	0,029322	1,51	1238	0,004228	6,99	360,4	1213,2
0,497313	62926	59,9	0,029782	1,72	1238	0,004136	8,20	413,4	1237,5
0,500779	103274	60,7	0,028185	2,14	1238	0,004187	8,26	421,5	1239,6
0,501051	117874	60,6	0,028429	2,29	1238	0,004187	8,20	418,5	1239,7
0,501623	136049	60,6	0,028444	2,48	1238	0,004199	7,96	407,3	1238,8
0,506116	153063	60,6	0,02845	2,66	1238	0,004165	8,13	412,8	1235,1
0,513772	171040	60,6	0,02845	2,84	1238	0,004174	8,04	408,8	1234,9
0,512087	185789	60,7	0,028218	3,00	1238	0,004161	8,11	411,4	1232,9
0,508974	185354	60,8	0,02799	2,99	1238	0,004154	8,10	410,2	1230,9
0,502204	101976	60,8	0,027939	2,12	1238	0,004199	8,17	418,0	1233,5
0,50291	36438	60,3	0,028908	1,44	1238	0,004146	7,06	356,7	1199,5
0,617397	68453	59,6	0,030415	1,78	1238	0,004119	5,93	297,8	1165,0
0,604206	67527	59,7	0,030231	1,77	1238	0,004098	6,15	307,0	1166,1
0,607973	99072	59,5	0,030514	2,10	1238	0,004155	6,34	320,8	1187,0
0,596928	119151	60,3	0,029041	2,30	1238	0,004174	5,95	302,6	1165,1
0,587235	141282	60,3	0,029046	2,54	1238	0,004208	6,49	332,7	1192,5
0,605217	141318	60,3	0,029052	2,54	1238	0,004178	6,39	325,1	1187,4
0,596266	162930	60,3	0,029056	2,76	1238	0,004187	6,54	333,9	1194,6
0,591061	179445	60,4	0,028783	2,93	1238	0,004185	6,10	311,3	1176,9
0,589705	179199	60,5	0,0286	2,93	1238	0,004172	6,08	309,3	1173,5
0,610468	103658	61,0	0,027678	2,14	1238	0,004198	6,04	309,0	1158,6
0,593861	27625	60,4	0,028775	1,35	1238	0,004231	5,87	302,5	1152,7
1,200478	46388	60,1	0,029325	1,54	1238	0,004144	1,91	96,7	916,9
1,17836	85659	60,1	0,029331	1,96	1238	0,004199	1,92	98,0	916,4

1,19897	85131	60,1	0,029336	1,95	1238	0,004182	1,87	95,1	908,8
1,21207	118156	60,3	0,028929	2,29	1238	0,004172	2,08	105,6	919,0
1,189493	147019	62,3	0,025021	2,58	1238	0,004239	2,17	112,3	940,4
1,18716	188874	62,6	0,024381	3,01	1238	0,004205	1,98	101,5	900,4
1,518054	116683	60,8	0,027901	2,27	1238	0,00416	1,51	76,8	851,6
1,515948	147606	62,3	0,025039	2,59	1238	0,004189	1,61	82,1	867,1
1,491205	177086	62,4	0,024843	2,89	1238	0,004191	1,45	73,9	846,2
1,496745	188568	62,6	0,024308	3,01	1238	0,004193	1,49	75,9	846,2
1,506581	29876	59,9	0,029832	1,37	1238	0,004194	2,10	107,2	955,5
1,505154	48240	60,4	0,028757	1,56	1238	0,0042	2,35	120,2	970,4
1,487555	81895	61,4	0,026837	1,91	1238	0,004212	1,42	72,8	858,7
1,517828	97088	61,4	0,026863	2,07	1238	0,004169	1,43	72,5	855,7
2,015775	115184	61,5	0,026571	2,25	1238	0,004179	1,09	55,6	809,2
1,96059	145570	62,3	0,025056	2,57	1238	0,004231	1,20	61,8	823,9
2,002674	175186	62,4	0,024852	2,87	1238	0,004172	1,03	52,1	802,9
1,998575	187293	62,7	0,024148	2,99	1238	0,004177	1,09	55,5	806,6
1,993234	57533	61,3	0,027045	1,66	1238	0,004257	0,90	46,9	805,0
1,996095	81479	61,4	0,026846	1,90	1238	0,004182	1,02	52,2	813,0
1,979283	95206	61,4	0,026871	2,05	1238	0,00422	1,09	56,0	822,3
2,489907	113724	61,4	0,026844	2,24	1238	0,0042	0,82	42,2	780,1
2,421853	144908	62,2	0,025149	2,56	1238	0,004163	0,76	38,7	766,0
0,494384	38195	60,2	0,029242	1,46	1238	0,00497	6,13	370,9	1240,5
0,50196	71675	59,7	0,030113	1,81	1238	0,005017	6,26	382,7	1244,7
0,503796	112868	60,8	0,02805	2,24	1238	0,005	6,47	394,2	1249,8
0,513031	130772	60,9	0,027842	2,42	1238	0,005011	6,45	393,6	1250,5
0,497533	153385	61,2	0,027162	2,65	1238	0,005034	6,64	407,3	1265,4
0,499885	174415	61,6	0,026478	2,87	1238	0,005024	6,87	420,7	1275,3
0,50393	190877	61,9	0,025824	3,04	1238	0,00503	6,98	427,9	1278,8
0,759798	64734	62,5	0,024597	0,14	1238	0,00501	4,39	268,1	1161,2
0,757651	86017	62,6	0,024342	0,14	1238	0,005012	4,51	275,5	1166,2
0,754827	112600	62,7	0,024106	0,14	1238	0,004998	4,74	288,7	1177,3
0,75531	136022	63,0	0,023625	0,14	1238	0,005028	4,83	295,8	1182,2
0,749615	164791	63,0	0,023465	0,14	1238	0,005028	5,04	308,9	1190,8
0,761374	182669	63,3	0,022888	0,14	1238	0,005002	5,04	307,1	1188,5
0,745137	182263	63,4	0,022719	0,14	1238	0,005022	5,16	316,0	1197,2
1,009383	52834	63,2	0,023051	0,18	1238	0,004968	2,17	131,5	1032,2
1,007752	76249	63,3	0,02287	0,18	1238	0,004985	2,49	151,4	1057,2
1,000936	94036	63,4	0,022621	0,18	1238	0,005024	2,68	163,8	1075,3
0,99231	128558	63,5	0,02238	0,18	1238	0,005012	3,15	192,6	1103,0
0,997892	184355	63,9	0,021628	0,18	1238	0,005021	3,61	220,7	1107,2
1,503538	180776	64,0	0,021389	0,28	1238	0,005014	1,90	115,8	973,8
1,495734	154955	64,1	0,021138	0,27	1238	0,005	1,80	109,4	965,4
1,489215	131085	64,2	0,020885	0,27	1238	0,004996	1,64	99,9	952,7

1,503985	109023	64,2	0,020892	0,28	1238	0,005005	1,55	94,7	935,2
0,496478	27073	56,2	0,03716	14,92	1238	0,004145	6,04	305,3	1195,2
0,500513	44353	56,9	0,035837	15,14	1238	0,004206	5,90	302,5	1194,1
0,502236	69264	57,1	0,035316	14,98	1238	0,004161	5,85	296,4	1190,2
0,496473	92758	57,2	0,035247	14,86	1238	0,004127	6,18	311,0	1205,0
0,506029	103708	57,6	0,03433	15,05	1238	0,004181	6,66	339,3	1214,0
0,485262	123818	58,0	0,033432	15,12	1238	0,004201	6,89	352,7	1221,9
0,34664	31793	59,5	0,03055	1,39	1238	0,00623	7,16	543,8	1426,2
0,353469	74362	59,4	0,030768	1,84	1238	0,006172	7,44	559,5	1420,4
0,34959	98065	60,3	0,028956	2,08	1238	0,006225	7,37	559,0	1424,3
0,352684	131309	60,8	0,028047	2,43	1238	0,006145	7,44	557,0	1417,6
0,346771	164098	61,1	0,027481	2,77	1238	0,006157	7,45	559,1	1418,9
0,351677	179520	61,4	0,026806	2,93	1238	0,006181	7,40	557,7	1417,1
0,519216	25929	59,8	0,029973	1,33	1238	0,006108	5,75	427,6	1350,6
0,494811	51506	60,0	0,029465	1,60	1238	0,006177	5,88	442,7	1352,9
0,507174	83203	60,4	0,028835	1,93	1238	0,006091	6,06	449,8	1350,5
0,501723	100651	60,7	0,02817	2,11	1238	0,006119	5,99	446,8	1350,6
0,49962	127460	61,4	0,02685	2,38	1238	0,00617	6,17	463,8	1358,8
0,50125	151195	61,6	0,026293	2,63	1238	0,006165	6,31	473,7	1365,6
0,49826	174203	62,2	0,025099	2,86	1238	0,006197	6,56	495,5	1378,7
0,489641	182672	62,2	0,025095	2,95	1238	0,006166	6,78	509,7	1385,3
0,515392	33831	62,5	0,024662	1,40	1238	0,006089	5,66	419,9	1326,9
0,50754	60189	63,0	0,023577	1,67	1238	0,006171	5,67	426,6	1331,8
0,490104	106017	63,0	0,023597	2,15	1238	0,006178	6,13	461,6	1351,1
0,506678	133554	63,0	0,023615	2,44	1238	0,006169	6,29	473,0	1355,1
0,503177	155577	64,0	0,021365	2,66	1238	0,006196	6,46	487,7	1364,4
0,508043	177941	64,1	0,021193	2,89	1238	0,006213	6,42	486,0	1369,7
1,007321	88311	63,1	0,023259	1,97	1238	0,00614	3,57	266,8	1227,8
1,014517	116131	63,3	0,023002	2,25	1238	0,006198	3,79	286,0	1237,5
0,993497	141016	63,4	0,022763	2,51	1238	0,006168	3,95	296,6	1250,3
0,987267	156494	63,5	0,022513	2,67	1238	0,006179	3,79	285,3	1237,2
1,016488	65836	63,6	0,022283	1,73	1238	0,006116	3,09	230,6	1204,6
0,999822	67577	60,9	0,027825	1,76	1238	0,006141	3,06	228,9	1216,7
0,99059	84764	61,5	0,026493	1,94	1238	0,006121	3,18	237,2	1219,0
1,009238	100804	61,4	0,026761	2,11	1238	0,006174	3,35	251,9	1232,3
1,004065	121034	61,3	0,027025	2,32	1238	0,006118	3,50	260,8	1227,9
0,994729	133854	61,8	0,026052	2,45	1238	0,006132	3,62	270,5	1241,3
0,997968	149176	62,2	0,025193	2,60	1238	0,006148	3,72	278,8	1244,7
0,99429	162593	62,3	0,024976	2,74	1238	0,006118	3,89	289,8	1248,0
1,000255	182656	62,3	0,024997	2,95	1238	0,006111	3,95	294,5	1249,5
0,992249	183898	62,3	0,025003	2,96	1238	0,006135	3,98	297,7	1251,4
1,501493	107251	61,9	0,025803	2,17	1238	0,00611	1,39	103,8	1059,4
1,490497	130190	62,0	0,025577	2,41	1238	0,006171	1,51	113,7	1078,4

1,508928	145995	62,1	0,02534	2,57	1238	0,006108	1,58	117,7	1077,4
0,496478	27073	56,2	0,03716	1,36	1238	0,004145	6,04	305,3	1195,2
0,500513	44353	56,9	0,035837	1,54	1238	0,004206	5,90	302,5	1194,1
0,502236	69264	57,1	0,035316	1,80	1238	0,004161	5,85	296,4	1190,2
0,496473	92758	57,2	0,035247	2,05	1238	0,004127	6,18	311,0	1205,0
0,506029	103708	57,6	0,03433	2,16	1238	0,004181	6,66	339,3	1214,0
0,485262	123818	58,0	0,033432	2,37	1238	0,004201	6,89	352,7	1221,9
0,501127	64605	60,1	0,029421	1,74	1238	0,006911	5,44	457,9	1392,3
0,497421	65273	60,1	0,029439	1,74	1238	0,006927	5,46	460,5	1391,6
0,499329	107745	61,2	0,027179	2,18	1238	0,006941	5,86	495,4	1419,4
0,503683	118834	61,4	0,026736	2,29	1238	0,006974	5,89	500,4	1417,1
0,503675	129996	61,9	0,025819	2,41	1238	0,006983	5,90	502,1	1416,3
0,497388	141906	62,1	0,025355	2,53	1238	0,006977	6,03	513,0	1423,7
0,505232	141712	62,3	0,025027	2,52	1238	0,006967	6,03	511,6	1423,2
0,756034	83046	62,9	0,023678	1,91	1238	0,006943	4,38	370,5	1341,3
0,75069	82911	63,1	0,023425	1,91	1238	0,006942	4,37	369,7	1340,1
0,747599	104995	63,6	0,022193	2,13	1238	0,006949	4,56	386,4	1342,1
0,760722	131126	64,0	0,021395	2,40	1238	0,006962	4,68	396,9	1349,5
0,750952	144978	64,3	0,020667	2,54	1238	0,006953	4,73	400,8	1348,6
0,997265	96871	63,7	0,022129	2,05	1238	0,00691	3,63	306,0	1297,6
1,012046	97528	63,8	0,02189	2,06	1238	0,006921	3,65	307,6	1301,0
0,995845	97277	63,9	0,02163	2,05	1238	0,006931	3,67	309,6	1300,4
0,995495	113212	64,1	0,021117	2,22	1238	0,006975	3,76	319,5	1307,0
1,010442	131598	64,4	0,020609	2,40	1238	0,006929	3,87	326,9	1307,3
0,996392	145275	64,7	0,01985	2,54	1238	0,006961	3,90	330,7	1307,8
0,348841	46704	61,6	0,026364	1,54	1238	0,006977	6,69	568,6	1448,6
0,351227	68753	62,3	0,025051	1,77	1238	0,006985	6,73	572,7	1450,7
0,348061	96273	63,2	0,023179	2,05	1238	0,00693	6,87	580,0	1447,4
0,348969	95022	63,0	0,023439	2,04	1238	0,006949	6,85	580,0	1447,6
0,343871	123894	63,0	0,023538	2,33	1238	0,006944	6,91	585,0	1447,6
0,352136	142243	63,9	0,021555	2,52	1238	0,006963	6,88	583,4	1445,7

## 5) Multifásico Glicerina – Item 4.3.4

Velocidade específica Ns=656

Rotação 709 rpm

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,015688	143202	38,1	0,10862	2,74	1238	8,99E-06	0,000564	1,53	10,3	720
0,010015	101735	40,9	0,090939	2,25	1238	9,57E-06	0,000946	1,99	22,7	738,6
0,002979	70847	54,7	0,04053	1,83	1238	1,41E-05	0,004716	5,95	341	1008,2

0,002317	84653	40,3	0,094455	2,07	1238	8,84E-06	0,003804	5,17	238,9	1114,6
----------	-------	------	----------	------	------	----------	----------	------	-------	--------

Rotação 806 rpm

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,001494	140499	37,6	0,111936	2,71	1238	7,11E-06	0,00475	7,21	421,3	1707,1
0,001497	141141	37,7	0,111215	2,72	1238	7,15E-06	0,004768	7,26	425,6	1702,8
0,001465	144600	42,2	0,083658	2,72	1238	7,64E-06	0,005209	7,66	491,1	1654,8
0,001407	147063	45,7	0,067514	2,71	1238	7,73E-06	0,005487	7,87	531	1597,8
0,001426	150833	49,3	0,054756	2,73	1238	8,02E-06	0,005617	7,97	551	1554,9
0,001426	157546	52,4	0,045868	2,77	1238	8,14E-06	0,005699	8,13	570,4	1516,7
0,00151	160421	55,5	0,038814	2,78	1238	8,80E-06	0,005819	8,17	584,7	1486,4
0,001455	164685	58,4	0,032639	2,8	1238	8,62E-06	0,005915	8,24	600	1460,4
0,002622	41037	48,6	0,057085	1,54	1238	1,27E-05	0,004824	7,29	432	1475,3
0,003551	49709	49,5	0,054199	1,63	1238	1,49E-05	0,004174	6,53	334,5	1349,5

Rotação 950 rpm

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,001289	81788	55,9	0,037764	1,94	1238	9,08E-06	0,007039	11,68	1011,6	2353,1
0,001491	59472	58,7	0,032112	1,69	1238	1,06E-05	0,007113	11,67	1020,8	2320,2
0,00178	104521	43,4	0,07767	2,27	1238	1,09E-05	0,006083	10,6	784,2	2490,9
0,002098	126632	43,9	0,075549	2,51	1238	1,12E-05	0,005311	9,58	618,8	2340

Velocidade específica Ns=518

Rotação 709 rpm

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,021869	154024	38,1	0,108481	2,86	1238	8,49E-06	0,00038	1,5	6,8	714,6
0,016138	129827	41,5	0,087804	2,56	1238	9,39E-06	0,000572	1,91	13,1	687,8
0,0035	103234	53,1	0,044304	2,19	1238	1,16E-05	0,003298	6,43	257,6	890
0,002438	94062	52,7	0,045124	2,09	1238	8,97E-06	0,003669	6,98	311,2	926,6
0,002408	92271	54,4	0,041232	2,06	1238	9,12E-06	0,00378	7,05	323,7	928,3
0,003428	100011	54,7	0,040491	2,14	1238	1,18E-05	0,003419	6,56	272,3	888,1
0,003476	98439	57,2	0,03515	2,11	1238	1,19E-05	0,003418	6,61	274,1	870,9
0,002561	93587	57,8	0,033972	2,05	1238	9,70E-06	0,003778	7,01	322	906,4
0,003531	51822	58,2	0,033126	1,61	1238	1,28E-05	0,003623	6,85	301,5	896
0,004586	57880	58,1	0,033386	1,68	1238	1,53E-05	0,003315	6,32	254,2	860
0,002775	116068	40,4	0,093764	2,42	1238	7,32E-06	0,00263	5,42	173,1	993,4

Rotação 806 rpm

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,006128	134839	41,5	0,087578	2,62	1238	7,77E-06	0,001261	4,04	62,3	1125,4
0,002877	90196	48,3	0,058059	2,08	1238	9,30E-06	0,003224	7,76	307,3	1282,3
0,004758	92246	49,6	0,053947	2,09	1238	1,17E-05	0,002445	6,43	192,9	1148,5

Rotação 950 rpm

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,001732	153979	43,8	0,07595	2,81	1238	8,31E-06	0,004792	12,21	711,9	2289
0,003493	134126	44,1	0,074435	2,59	1238	1,06E-05	0,00303	9	331	1941,7

Velocidade específica Ns=854

Rotação 709 rpm

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,006654	124557	37,4	0,113515	2,53	1238	9,63E-06	0,001437	1,94	33,7	873,6
0,008154	85564	40,8	0,091686	2,07	1238	1,21E-05	0,001474	1,98	35,2	777
0,003183	40388	54,8	0,040153	1,51	1238	1,78E-05	0,005586	4,85	329,1	1047,3
0,003809	125102	39,8	0,09722	2,52	1238	7,92E-06	0,002072	2,4	60,3	922,3
0,00226	44107	40,1	0,095857	1,62	1238	1,12E-05	0,004933	4,22	253,1	1207,9
0,002276	38320	40,6	0,092423	1,55	1238	1,15E-05	0,005023	4,21	257	1206,8

Rotação 806 rpm

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,002951	82479	41,6	0,08685	2,04	1238	1,02E-05	0,00344	4,1	173,4	1332,1
0,001592	60798	49,2	0,055019	1,75	1238	1,11E-05	0,006985	6,5	558,6	1666,7
0,003183	24249	49,3	0,054798	1,36	1238	1,80E-05	0,005645	5,84	405,1	1504,8
0,002117	59165	58,5	0,03249	1,69	1238	1,56E-05	0,007362	6,69	598,6	1559,5

Rotação 950 rpm

$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,002139	55021	42,1	0,084541	1,73	1238	1,51E-05	0,007033	7,88	673,9	2547,8
0,005971	70896	56,9	0,035843	1,82	1238	4,13E-05	0,006877	7,98	0,6	664,3
0,007711	91363	57,7	0,034219	2,03	1238	4,65E-05	0,005983	7,31	0,8	529
0,002472	69752	43,8	0,076075	1,88	1238	1,58E-05	0,00639	7,79	604,9	2424,4

Velocidade específica Ns=402

Rotação 709 rpm										
$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,004008	138643	40,5	0,093102	2,67	1238	6,56E-06	0,00163	5,51	108,9	879,8
Rotação 806 rpm										
$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,002124	126629	38,3	0,107553	2,55	1238	6,17E-06	0,002897	9,85	350,7	1384,9
0,008932	150724	41,7	0,08621	2,79	1238	7,09E-06	0,000787	3,95	37,9	1067,3
0,003699	116287	48,2	0,058336	2,36	1238	8,14E-06	0,002194	7,95	214,2	1151,7
0,02611	130138	49,9	0,052883	2,5	1238	1,20E-05	0,000449	2,69	14,6	804,5
Rotação 950 rpm										
$\lambda$	Pe (Pa)	Temp. (oC)	$\mu$ l (Pa.s)	$\rho$ g (kg/m <sup>3</sup> )	$\rho$ l (kg/m <sup>3</sup> )	qg (m <sup>3</sup> /s)	ql (m <sup>3</sup> /s)	H (m)	Phidr (W)	Peixo (W)
0,002949	157555	44	0,075055	2,84	1238	8,39E-06	0,002837	11,75	405	1925,1
0,013169	148655	44,4	0,073083	2,74	1238	9,67E-06	0,000725	4,4	38,4	1456,7