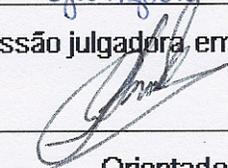


UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
SUBCOMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E
ENGENHARIA DE PETRÓLEO

Modelagem e Projeto de um Sistema de Controle Aplicado ao Escoamento Bifásico de Óleo Viscoso e Água em Padrão Anular

Autor: **Desirée Grenier Granzotto**
Orientador: **Antonio Carlos Bannwart**

09/08

Este exemplar corresponde à redação final
da tese defendida por Desirée
Grenier Granzotto aprovada
pela comissão julgadora em 26 / 09 / 08

Orientador

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
INSTITUTO DE GEOCIÊNCIAS
SUBCOMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIAS E
ENGENHARIA DE PETRÓLEO**

Modelagem e Projeto de um Sistema de Controle Aplicado ao Escoamento Bifásico de Óleo Viscoso e Água em Padrão Anular

Autor: **Desirée Grenier Granzotto**
Orientador: **Antonio Carlos Bannwart**

Curso: Ciências e Engenharia de Petróleo
Área de Concentração: Exploração

Dissertação de mestrado acadêmico apresentada à Subcomissão de Pós Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo da Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências, como requisito para a obtenção do título de Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo.

Campinas, 2008
SP - Brasil

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

G259m	<p>Granzotto, Desirée Grenier Modelagem e projeto de um sistema de controle aplicado ao escoamento bifásico de óleo viscoso e água em padrão anular / Desirée Grenier Granzotto. -- Campinas, SP: [s.n.], 2008.</p> <p>Orientador: Antonio Carlos Bannwart. Dissertação de Mestrado - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica e Instituto de Geociências.</p> <p>1. Escoamento bifásico. 2. Petróleo. 3. Sistemas de controle. I. Bannwart, Antonio Carlos. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Instituto de Geociências. IV. Título.</p>
-------	---

Título em Inglês: Modeling and design of a control system applied to two-phase annular flow of viscous oil and water

Palavras-chave em Inglês: Two-Phase Annular Flow, Petroleum, Transient Analysis, Control Systems

Área de concentração: Exploração

Titulação: Mestre em Ciências e Engenharia de Petróleo

Banca examinadora: Valdir Estevam, José Ricardo Pelaquim Mendes

Data da defesa: 26/09/2008

Programa de Pós Graduação: Ciências e Engenharia de Petróleo

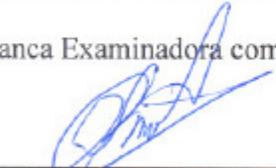
**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE PETRÓLEO**

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

**Modelagem e Projeto de um Sistema de
Controle Aplicado ao Escoamento Bifásico
de Óleo Viscoso e Água em Padrão Anular**

Autor: Desirée Grenier Granzotto
Orientador: Antonio Carlos Bannwart

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Dissertação:



Prof. Dr. Antonio Carlos Bannwart , Presidente
UNICAMP



Dr. Valdir Estevam
PETROBRAS



Prof. Dr. José Ricardo Pelaquim Mendes
UNICAMP

Campinas, 26 de Setembro de 2008

Dedicatória:

Dedico este trabalho aos meus pais, Fiorindo e Rosa Maria e ao meu sobrinho, Heitor.

Agradecimentos

Este trabalho não poderia ser terminado sem a ajuda de diversas pessoas às quais expresso meus sinceros agradecimentos:

Aos meus pais e meus irmãos, Alexandre, Gustavo e Marco, pelo carinho, amor e incentivo em todos os momentos da minha vida.

Ao meu orientador Antonio Carlos Bannwart, pela confiança, paciência e por ter me direcionado durante o mestrado.

A doutora Natache Arrifano Sassim, a quem considero como minha co-orientadora, pela sugestão do tema, amizade e pelo auxílio nas etapas críticas deste trabalho.

A todos os professores, funcionários, colegas do Departamento de Engenharia de Petróleo e do Labpetro, e aos amigos Beth, Fabíola, Barreto, Sonia, Paulo, Vivi e Vanessa por fazerem dos momentos em Campinas mais agradáveis.

Ao Humberto, pelo seu amor, carinho e companheirismo, pelos momentos inesquecíveis que compartilhamos e, por toda a força que me deste nas horas mais difíceis.

Aos meus grandes amigos Ni, Cathi, Kaká, Ana, Te, Maira, Fer, Re e Hugo pela amizade e força que me deram mesmo estando longe.

E finalmente, agradeço a Deus por tudo o que tenho em minha vida.

“O sucesso nasce do querer, da determinação e persistência em se chegar a um objetivo. Mesmo não atingindo o alvo, quem busca e vence obstáculos, no mínimo fará coisas admiráveis.”

José de Alencar

Resumo

GRANZOTTO, Desirée Grenier, *Modelagem e Projeto de um Sistema de Controle Aplicado ao escoamento Bifásico de Óleo Viscoso e Água em Padrão Anular*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2008. 92 p. Dissertação (Mestrado).

As grandes reservas mundiais de óleo pesado e os elevados preços do barril de petróleo tornam essencial o desenvolvimento de tecnologias de elevação e transporte desses óleos. O óleo pesado, com suas características desfavoráveis de alta viscosidade (100 - 10000 cP) e de densidade (abaixo de 20° API), necessita de métodos específicos que viabilizem sua movimentação em dutos a altas vazões. Para isto, um dos métodos mais simples e que não requer utilização de calor ou diluentes é oferecido pelo escoamento anular óleo-água (*core-flow*). Entre as questões ainda não resolvidas sobre esse escoamento está o controle do escoamento bifásico, de modo a se obter uma operação segura com a razão água-óleo adequada. Neste trabalho é apresentada uma modelagem do escoamento anular de óleo viscoso e água em regimes permanente e transiente no interior de um duto horizontal. Das possíveis estratégias de controle, optou-se, por simplicidade, pelo controle da vazão de água a uma dada vazão de óleo (desejada para a linha), através da atuação na rotação da bomba d'água. A modelagem permanente da perda de carga em escoamento anular foi ajustada aos dados experimentais colhidos em uma linha de aço de 2,5 polegadas de diâmetro nominal e comprimento 30 m, para diversas combinações de vazões de óleo e água, devido a certa aderência do óleo na parede do duto. A modelagem transiente satisfaz o critério clássico de estabilidade de Ledinegg. Esses resultados possibilitaram projetar e testar um sistema de controle para a vazão de água em duas versões: proporcional-integral (PI) e *fuzzy*. As comparações permitiram concluir pelo melhor desempenho do controlador *fuzzy*, por suas características e robustez.

Palavras Chave

- Escoamento anular bifásico, petróleo, escoamento transiente, sistemas de controle.

Abstract

GRANZOTTO, Desirée Grenier, *Modeling and Design of a Control System Applied to Two-Phase Annular Flow of Viscous Oil and Water*, Campinas: School of Mechanical Engineering, State University of Campinas - UNICAMP, 2008. 92 p. Master's Degree Dissertation.

The significant heavy oil reserves worldwide and the presently high crude oil prices make it essential the development of technologies for heavy oil production and transportation. Heavy oils, with their inherent features of high viscosity (100-10,000 cP) and density (below 22°API) require specific techniques for pipe flow at high flow rates. For this purpose, one of the simplest methods, which does not require use of heat or diluents, is provided by oil-water annular flow (core-flow). Among the still unsolved issues regarding core-flow is the two-phase flow control, in order to obtain a safe operation of the line at the lowest possible water-oil ratio. In this work a model of the viscous oil-water annular flow in a horizontal pipe for both steady and unsteady regimes is presented. From the possible strategies, the water flow rate control for a given oil flow rate was selected for simplicity. Due to the observation of some oil adherence to the wall, the steady state flow model was adjusted to experimental data collected in a 2.5 inches, 30 meters long steel pipe at several combinations of oil and water flow rates. On the other hand the transient model is shown to satisfy the well-known Ledinegg stability criterion. These features made it possible to design and testing a control system for the water flow rate in two different versions: proportional-integral (PI) and fuzzy. Comparisons indicate that the fuzzy controller performs better due to its features and robustness.

Key Words

- Two-phase annular flow, petroleum, transient analysis, control systems.

Índice

Lista de Figuras	xvii
Lista de Tabelas	xxi
Nomenclatura	xxiii
1. Introdução.....	1
2. Revisão Bibliográfica.....	5
2.1. Óleos Pesados.....	5
2.2. Descrição do <i>core-flow</i>	12
2.3. Sistemas de Controle.....	17
3. Controle de um Escoamento Bifásico	27
3.1. Descrição de um circuito típico.....	27
3.2. Estratégias para controle do <i>core-flow</i>	28
4. Modelagem.....	33
4.1 Escoamento Bifásico em Regime Transiente.....	33
4.2 Projeto do sistema de controle	40
5. Estudo experimental.....	53
5.1. Descrição dos Equipamentos	53
5.2. Calibração.....	57
5.3. Procedimentos operacionais.....	59
5.4. Problemas operacionais.....	61
5.5. Resultados experimentais.....	63
6. Testes Comparativos entre os Controladores PI e <i>Fuzzy</i>	71
6.1 Simulação do sistema.....	71
6.2 Resultados das simulações	72
7. Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros.....	79
Anexo A	87
Anexo B.....	91

Lista de Figuras

Figura 2.1. Principais tecnologias para a elevação de óleos pesados (Fonte: Vanegas Prada, 1998).....	8
Figura 2.2. Resultado do aumento do gradiente de pressão devido à incrustação de óleo nas paredes da tubulação (Fonte: Ribeiro 1994 <i>apud</i> Barbosa, 2004).	12
Figura 2.3. Esquema do escoamento <i>core-flow</i>	13
Figura 2.4. Diagrama em blocos de um sistema de controle realimentado.....	21
Figura 2.5. Diagrama em blocos do sistema de controle <i>fuzzy</i> baseado no modelo Mamdani.	24
Figura 3.1. Configuração experimental em circuito aberto.....	27
Figura 3.2. Configuração experimental em circuito fechado.	28
Figura 3.3. Ponto ótimo de operação.....	29
Figura 3.4. Controle da vazão de água.	30
Figura 3.5. Controle da razão Q_w/Q_o	31
Figura 3.6. Controle da pressão na entrada da linha.	32
Figura 4.1. Esquema de um trecho de linha operando no modo <i>core-flow</i> e as forças superficiais atuando no volume de controle.	33
Figura 4.2. Ponto de operação de uma linha de <i>core-flow</i> para vazão de óleo 32 m ³ /h.....	37
Figura 4.3. Diagrama de blocos em malha-aberta.....	41
Figura 4.4. Curva exponencial de resposta ao degrau unitário (Fonte: Ogata, 2003).....	42
Figura 4.5. Diagrama de blocos do controlador PI.	43
Figura 4.6. Curva de resposta ao degrau unitário com as especificações a serem definidas (Fonte: Ogata, 2003).....	45
Figura 4.7. Relação entre a porcentagem do máximo sobre-sinal e o coeficiente de amortecimento para um sistema de segunda ordem (Fonte: Ogata, 2003).	46
Figura 4.8. Diagrama de blocos do controlador <i>fuzzy</i>	47

Figura 4.9. Função de pertinência para a variável de entrada Erro.	48
Figura 4.10. Função de pertinência para a variável de entrada Perda de Carga.....	49
Figura 4.11. Função de pertinência para a variável de saída Torque Elétrico.	49
Figura 5.1 – Esquema do Circuito Experimental Instalado no Labpetro (modificação do desenho de Alcimar da Silveira).	54
Figura 5.2. Sistema de bombeio dos fluidos – Labpetro.	55
Figura 5.3. Esquema do bocal injetor.....	56
Figura 5.4. Sistema de aquisição de sinais.	57
Figura 5.5. Calibração da pressão.	58
Figura 5.6. Comparação entre a pressão calculada e os testes experimentais.....	58
Figura 5.7. Malha de pontos experimentais pretendida.	60
Figura 5.8. Pontos obtidos nos ensaios experimentais.	60
Figura 5.9. Escoamento em <i>core-flow</i> com incrustação de óleo na tubulação de vidro devido a dois dias de testes sem a parada para limpeza da tubulação.	62
Figura 5.10. Pequenas gotículas de óleo presentes na água após um dia de testes.	62
Figura 5.11. Rotâmetro da linha de água impregnado com óleo.....	63
Figura 5.12. Resultados da aplicação ao degrau em escoamento de água.	64
Figura 5.13. Resposta de um degrau unitário de uma planta (Ogata,1993).	64
Figura 5.14. Gráficos da resposta ao degrau com os parâmetros do Controlador PI encontrados pelo método de comparação de uma FT de segunda ordem	66
Figura 5.15. Curvas da bomba a diferentes rotações obtidas nos ensaios experimentais.	67
Figura 5.16. Perda de carga experimental para diversas vazões de óleo.	68
Figura 5.17. Perda de carga teórica para diferentes vazões de óleo.....	69
Figura 5.18. Perda de carga teórica para diferentes vazões de óleo.....	70
Figura 6.1. Diagrama em blocos do sistema de controle clássico PI implementado no <i>Simulink</i>	71
Figura 6.2. Diagrama em blocos do sistema CFM implementado no <i>Simulink</i>	72
Figura 6.3a. Resposta da vazão de água do sistema <i>core-flow</i> para um sinal de entrada de 2000 RPM.	73
Figura 6.3b. Resposta da rotação da bomba de água do sistema <i>core-flow</i> para um sinal de entrada de 2000 RPM.....	74

Figura 6.3c. Resposta da perda de carga do sistema <i>core-flow</i> para um sinal de entrada de 2000 RPM.	74
Figura 6.4. Resposta da vazão e da rotação para um sinal de entrada de 7 m ³ /h e vazão de óleo constante 30,5 m ³ /h.	76
Figura 6.5. Resposta da perda de carga do sistema de alimentação de água (pseudo-bomba) e da linha de <i>core-flow</i>	77
Figura 6.6. Desempenho dos controladores.	78
Figura B.1. Subsistema que representa motor de indução.	91
Figura B.2. Subsistema que representa uma das equações da modelagem dinâmica da pseudo-bomba, equação (4.13).	92
Figura B.3. Subsistema que representa uma das equações da modelagem dinâmica do sistema <i>core-flow</i> , equação (4.11).	92
Figura B.4. Subsistema que representa a perda de carga na linha de <i>core-flow</i> , equação (4.10)...	93
Figura B.5. Subsistema que representa a perda de carga por atrito na linha de <i>core-flow</i> , primeiro termo da equação (4.10).	93
Figura B.6. Subsistema que representa a perda de carga gravitacional na linha de <i>core-flow</i> , segundo termo da equação (4.10).	93

Lista de Tabelas

Tabela 4.1: Regras de inferência do CFM.....	50
Tabela 5.1: Resultados dos parâmetros da planta.	65
Tabela 5.2: Valores para o projeto do controlador.....	65
Tabela A.1: Dados experimentais da curva de pressão da pseudo-bomba.....	87
Tabela A.2: Dados experimentais e teóricos da perda de carga no circuito <i>core-flow</i>	89

Nomenclatura

Letras Latinas

A	Área da seção transversal	m ²
b	Parâmetro de ajuste experimental do <i>core-flow</i>	
b_x	Constante adimensional da bomba de água	
c_x	Constantes da linha de injeção de água (pseudo-bomba)	
D	Diâmetro da tubulação	m
dr	Diâmetro do rotor da bomba	m
E(s)	Sinal de erro, ou entrada para o controlador no domínio s	
e(t)	Sinal de erro, ou entrada para o controlador no domínio do tempo	
f	Fator de atrito de Fanning	
g	Aceleração da gravidade - 9,81	m/s ²
H	Altura manométrica	m
hs	Desnível entre os pontos de entrada e saída do escoamento	m
J	Velocidade superficial da fase	m/s
K	Coefficiente de perda de acessórios	
K₁	Constante da modelagem do sistema <i>core-flow</i>	kg/(m.s) ^{0,25}
K_i	Ganho do controlador integral	
K_p	Ganho do controlador proporcional	
L	Comprimento da tubulação	m
N	Rotação da bomba	rad/s
n	Parâmetro de ajuste experimental do <i>core-flow</i>	
Q	Vazão volumétrica da fase	m ³ /s
Re	Número de Reynolds	
Td	Tempo de resposta derivativo	
Ti	Tempo de resposta integral	
V	Velocidade média	m/s
X(s)	Sinal de entrada de referência no sistema no domínio s	
x(t)	Sinal de entrada de referência no sistema no domínio do tempo	
Y(s)	Sinal de saída do sistema no domínio s	
y(t)	Sinal de saída do sistema no domínio do tempo	

Letras Gregas

μ	Viscosidade dinâmica	kg / m.s
----------	----------------------	----------

σ	Tensão superficial	N/m ²
ε	Fração volumétrica da fase óleo	
ϕ □	Ângulo de inclinação da tubulação	grau
ρ	Densidade da fase	kg/m ³
ΔP	Perda de pressão	Pa
τ	Tensão de cisalhamento	N/m ²

Sobrescritos

n	Parâmetro de ajuste experimental
----------	----------------------------------

Subscritos

cf	<i>Core-flow</i>
in	Linha de alimentação de água (pseudo-bomba)
i	Interface
o	Óleo
out	Linha do <i>core-flow</i>
w	Água
wQ	Escoamento monofásico de água

Abreviaturas

rpm	rotações por minuto
vs.	<i>versus</i>

Siglas

API	<i>American Petroleum Institute</i>
ANP	Agência Nacional de Petróleo
BCS	Bomba Centrífuga Submersa
CAF	<i>Core Anular Flow</i> (Escoamento Anular Óleo-Água)
CEPETRO	Centro de Estudos de Petróleo
CFM	Controlador <i>Fuzzy Mamdani</i>
GLP	Gás Liquefeito de Petróleo
PCAF	Escoamento anular perfeito (<i>Perfect Core Anular Flow</i>)
P	Controlador Proporcional
PD	Controlador Proporcional- Derivativo
PI	Controlador Proporcional-Integral
PID	Controlador Proporcional-Integral-Derivativo
TAN	<i>Total Acid Number</i>
VC	Volume de controle

Capítulo 1

Introdução

As reservas provadas de óleo no Brasil ultrapassam 11 bilhões de barris, sendo que aproximadamente 2,9 bilhões de barris (26%) são reservas provadas com grau API inferior a 19 (Trevisan et al, 2006). Apesar das recentes descobertas de óleo leve na camada pré-sal da bacia de Santos durante o ano de 2008, diminuindo o percentual das reservas de óleo pesados, estas apresentam grande quantidade de óleo, sendo significativa para o país. Mas seu aproveitamento ainda é pequeno devido ao baixo valor comercial e alto custo de produção dos óleos pesados. Além disso, não há ainda uma tecnologia consolidada e de custo acessível para aumentar a recuperação dessas jazidas; isso é um fator-chave para viabilizar a produção desses óleos devido ao cenário onde essas reservas se encontram. Os maiores reservatórios brasileiros de óleo pesado são de campo *offshore*, em lâmina d'água com mais de 1500 m, envolvendo além de problemas mecânicos relacionados à profundidade, dificuldades de bombeamento do fluido até a superfície ocasionadas pela baixa temperatura do fundo do mar, que pode aumentar exponencialmente a viscosidade do óleo.

Produzir estes óleos em águas profundas a vazões economicamente viáveis é hoje um grande desafio para a indústria do petróleo pelos seguintes aspectos: garantir seu escoamento nas linhas de produção submarinas, evitando bloqueios ou entupimentos, e a necessidade de encontrar tecnologias eficientes de elevação artificial, capazes de propiciar as vazões desejadas sem que o consumo de energia se torne proibitivo. Ambos os aspectos estão intimamente relacionados à elevada viscosidade dos óleos pesados, presença de asfaltenos, parafinas e outros componentes que possam acarretar aumento excessivo da perda de carga ao longo das linhas e da potência requerida para o sistema de elevação artificial adotado. Uma alternativa atraente quando

se deseja altas vazões tem sido o uso bombas centrífugas submersas (BCS). Porém a eficiência e a carga manométrica da bomba caem significativamente com a viscosidade, levando a potências incompatíveis com a tecnologia existente.

Devido aos problemas encontrados para o transporte de óleos pesados em dutos, as técnicas de redução de atrito do escoamento ganharam o foco das pesquisas. Neste contexto, uma das alternativas mais simples e de baixo custo consiste na utilização do escoamento anular óleo-água (“*core-flow*”) e seus assemelhados padrões de escoamento assistido com água. Esse processo pode ser entendido como um método de elevação e escoamento que emprega duas bombas, uma para o óleo e outra para a água. Através de um bocal especialmente desenvolvido, a água é continuamente injetada na linha de produção após a bomba de óleo, de tal forma a impedir o contato direto do óleo viscoso com a parede da linha.

A primeira menção ao transporte de produtos viscosos através da lubrificação com água ocorreu em 1904, com o pedido de patente de Isaacs & Speed. O regime anular seria obtido através da força centrífuga do movimento de rotação do tubo, assim, o líquido mais denso (no caso, a água) seria expelido para a parede da tubulação, lubrificando o movimento helicoidal do líquido menos denso (Vanegas Prada, 1998). Entretanto, a tecnologia do *core-flow* só foi completamente desenvolvida por volta dos anos 60, quando os pesquisadores Russel & Charles (1959), Russell, Hodgson & Govier (1959), Charles, Govier & Hodgson (1961), e Charles (1963) realizaram uma série de estudos teóricos e experimentais sobre escoamento anular. Posteriormente, diversos estudos foram dedicados ao regime de escoamento *core-flow*, levando em consideração a modelagem da perda de carga, a fração volumétrica das fases e a estabilidade. Vários estudos sobre o transporte de óleos pesados pela lubrificação com água são apresentados em Oliemans e Ooms (1987), Brauner (1991), Joseph & Renardy (1992) e Bannwart (2001). Mostra-se nestes trabalhos, que o *core-flow* é estável para uma faixa específica de velocidades (conseqüentemente, de vazões) e produz uma pequena perda de carga, sendo esta da mesma ordem de grandeza do escoamento monofásico de água. Na prática, para gerar uma configuração de escoamento anular óleo-água ao longo de uma tubulação apenas uma quantidade de água relativamente pequena, na faixa de 10-20% da vazão de óleo, é suficiente. Dessa forma, a

redução de atrito causada pela água compensa amplamente o aumento de perda de carga devido ao aumento na vazão total através da linha.

O objetivo deste trabalho é conceber uma modelagem para um sistema de controle que permita a operação segura do escoamento de um óleo pesado assistido com água em uma linha. Uma vez que a melhor configuração é aquela capaz de transportar altas vazões de óleo com baixa vazão de água, o estudo restringe-se à configuração anular (*core-flow*). Dentre uma variedade de técnicas de controle existentes, optou-se pelo uso de métodos mais difundidos na indústria, ou seja, que garantem a produção visando à operação numa faixa de trabalho segura. Desta forma, o controle da vazão de água com a monitoração da perda de carga é realizada empregando o método de controle *fuzzy* do tipo Mamdani, cujo desempenho é comparado ao de um controlador PI projetado, usando um método clássico para assegurar determinado desempenho. Os controladores foram projetados a partir da identificação das relações entrada e saída da planta (modelo característico do escoamento *core-flow*) e do comportamento do sistema, resultantes de ensaios experimentais no sistema de ensaios de *core-flow* instalado no LABPETRO da UNICAMP. Este circuito é composto por unidades de bombeio de óleo e de água, que são acionadas através de inversores de frequência, de forma a estabelecer, respectivamente, as vazões de óleo e de água adequadas para o referido escoamento.

O restante do trabalho está organizado nos seguintes capítulos:

- Capítulo 2: Revisão bibliográfica dos trabalhos relacionados ao escoamento *core-flow* e aos sistemas de controle;
- Capítulo 3: Estratégias de controle para o *core-flow*;
- Capítulo 4: Modelagem do regime transiente e projeto do controlador;
- Capítulo 5: Estudo experimental realizado e a metodologia empregada nas medições da perda de carga;

- Capítulo 6: Comparação entre os dois tipos de controladores estudados (*fuzzy* e PI);
- Capítulo 7: As conclusões do trabalho e sugestões para sua continuidade.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

2.1. Óleos Pesados

Os óleos leves, também chamados de convencionais, dominaram o cenário de produção ao longo da história da indústria de petróleo. Isto se deve ao fato de que esses óleos são mais fáceis de serem produzidos, no ponto de vista técnico, do que os óleos pesados, portanto tem um custo menor de produção e, também, por que rendem, depois de refinados, produtos com maior valor agregado, tais como GLP, gasolina, querosene e diesel (Dawe, 2002 *apud* Trevisan *et al.*, 2006). Por esta razão, até recentemente, as reservas de óleo pesado não despertavam grandes interesses. Contudo, devido aos crescentes aumentos no patamar de preços do barril e ao esgotamento de campos de óleo leve, que atualmente são explorados, consolidou o óleo pesado como uma importante fonte de energia, tornando sua participação cada vez mais importante na produção mundial (Romeiro *et al.*, 2006).

2.1.1. Características

Segundo Trevisan (2003), os óleos existentes na natureza apresentam uma diversidade de valores de densidade e viscosidade. A viscosidade influencia fortemente o escoamento dentro do reservatório e das tubulações, sendo uma característica importantíssima para a previsão do comportamento do fluido durante o processo de produção; já a densidade é um dado de grande importância para o refino. A classificação do óleo é realizada com base na sua densidade, pois a viscosidade é sofre influência da temperatura. Em ambientes onde a produção ocorre em baixas temperaturas, a viscosidade possui maior relevância do que a densidade (Trevisan *et al.*, 2006).

Existem diversas definições para a classificação dos óleos pesados, visto que esta ainda não foi padronizada pela indústria, comunidade científica ou agências governamentais. De fato, companhias e agências têm seus próprios critérios de classificação. O American Petroleum Institute (API) classifica como óleo pesado como aquele que possui densidade relativa igual ou inferior a 20° API. Já a World Petroleum Conference estipula o valor da densidade relativa abaixo de 22,3° API (Trevisan *et al.*, 2006). No Brasil, a Agência Nacional de Petróleo (ANP) define que os óleos pesados possuem densidade relativa na faixa entre 10° a 22° API e para valores abaixo de 10° API o óleo é considerado extra-pesado.

Os óleos pesados tem a viscosidade variando entre 100 cP e 10.000 cP, nas condições padrão de pressão e temperatura, ou ainda, na faixa de 10 cP a 100 cP nas condições de reservatório (Trevisan *et al.*, 2006). Apesar de sua alta viscosidade, os óleos pesados possuem comportamento de fluido Newtoniano, isto é, a viscosidade é uma função somente da temperatura.

Geralmente, óleos pesados são petróleos que já sofreram processo de degradação biológica, sendo então, caracterizados pelo baixo conteúdo de hidrocarbonetos leves associados a altos conteúdos de asfaltenos, e também pela presença de enxofre e metais pesados, como vanádio e níquel. Segundo Trevisan *et al.* (2006), os óleos pesados originário de campos *offshore* têm alto teor de acidez orgânica. Este índice, medido pelo TAN (*Total Organic Acid Content*), tem grande importância para as operações de refino. Hoje em dia, existem poucas refinarias preparadas para processar petróleos com níveis de acidez encontrados nestes óleos, este fator colabora com o menor preço do óleo pesado em relação ao óleo leve. A concentração dos ácidos orgânicos presentes no petróleo contribuem para a precipitação de sais organometálicos que, conseqüentemente, se depositam nas paredes de equipamentos durante o processamento de fluidos.

Outra característica do transporte de óleos pesados é que durante o escoamento, na fase de produção, é comum a formação de emulsões estáveis de água e óleo. A formação de emulsões pode ocorrer tanto no escoamento dentro do reservatório, quanto durante o escoamento simultâneo de óleo e água nas tubulações. Estes óleos também podem formar espumas, quando

ocorre a liberação do gás dissolvido no mesmo. Estas características interferem no escoamento da mistura em todas as etapas do processo produtivo do petróleo, incluindo: escoamento no reservatório, no poço e nas linhas, e também, na separação e na medição (Trevisan *et al.*, 2006).

2.1.2. Produção

A extração do óleo pesado é extremamente complexa e mais cara que a do óleo leve, devido a suas características. As maiores dificuldades na produção de óleos pesados estão relacionadas à (Vanegas Prada, 1998):

- Alta densidade do óleo, aumentando o peso da coluna hidrostática a ser elevado.
- Elevada viscosidade, acarretando altas perdas de cargas e aumentando os requisitos de potência do sistema de elevação e bombeamento.
- Abrasão devido ao possível arraste de areia, deteriorando os equipamentos.
- Formação de espumas, que compromete o processo de separação.
- Corrosão, causada pela presença de componentes não-hidrocarbonetos, como o enxofre.
- Problemas no início da produção e após uma parada ou fechamento dos poços e/ou linhas de transporte.

Em campos *offshore*, os problemas são agravados, devido:

- À baixa temperatura do fundo do mar em relação ao fluido produzido do reservatório.
- Ao espaço limitado nas plataformas, que restringe o projeto da planta de processamento e a aplicação de tecnologias que requerem grande espaço na unidade de produção.

As principais tecnologias utilizadas na exploração de campos de óleos pesados, ilustradas na Figura 2.1, incluem métodos térmicos de recuperação, poços horizontais, adição de diluentes ou soluções aquosas de surfactantes ou dispersantes e, elevação artificial. São utilizados esquemas que requerem a integração de tecnologias, ou então, métodos especialmente desenvolvidos para este fim, sendo escolhidos conforme as características e condições dos fluidos e do reservatório. Na maioria das vezes, esses esquemas são baseados no melhoramento dos parâmetros reológicos, ou seja, na redução da viscosidade dentro do reservatório e/ou do poço, e quase sempre está associado a um sistema de elevação artificial (Chen & Lijie, 1995 *apud* Bannwart, 1999).

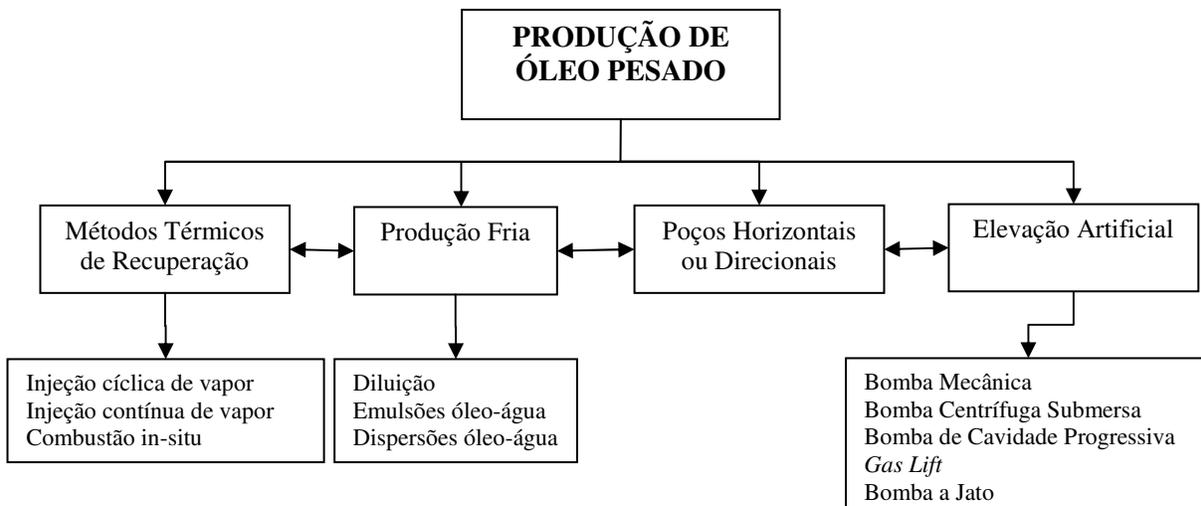


Figura 2.1. Principais tecnologias para a elevação de óleos pesados

(Fonte: Vanegas Prada, 1998).

Os métodos térmicos de recuperação como, injeção de vapor, combustão *in-situ* e suas variações, que obtiveram sucesso ao serem aplicados em projetos *onshore* de óleo pesado, no Canadá e na Venezuela, apresentam rígida limitação para aplicação em águas profundas. Considerando as tecnologias atuais, estes métodos se tornam inviáveis devido aos aspectos tecnológicos e logísticos do meio *offshore*. A produção fria é o único método que pode ser aplicado aos campos situados em águas profundas, mesmo assim, apresentando algumas limitações. (Trindade et al.,2005).

2.1.3. Transporte

O transporte de óleo pesado do campo até as refinarias e plantas de processamento é um grande problema para a sua produção. Segundo Santos (2003), há cada vez mais propostas tecnológicas para o transporte de óleos pesados, concentrando-se na tentativa de redução dos efeitos viscosos apresentados durante o escoamento desses óleos. As alternativas mais utilizadas são: o transporte por caminhões ou em tubulação aquecida, porém esses métodos são caros e aplicáveis principalmente a distâncias curtas (Trevisan, 2003). O uso de tubulações convencionais é necessário para distâncias significativas, entretanto a maioria das tubulações tem especificações de viscosidade menor que 100 cP, o que exige tubulações com maior diâmetro interno e espessura.

Os métodos para transportar óleos pesados em ambientes *onshore* e *offshore* são: pré-aquecimento do óleo a uma temperatura alta o suficiente que permita o transporte até seu destino final sem excessivas pressões de bombeamento; pré-aquecimento do óleo e isolamento térmico da tubulação; aquecimento do óleo na linha através do bombeamento de um fluido quente por uma tubulação concêntrica ou por aquecimento elétrico; injeção de água para formar uma emulsão com menor viscosidade que o óleo; lubrificação do óleo com água - *core-flow*; e redução da viscosidade do óleo pela adição de um diluente (Visser, 1989). As principais técnicas de transporte de óleos pesados serão detalhadas a seguir.

Isolamento térmico

Nesta técnica, a tubulação é revestida externamente por um isolante térmico e internamente por uma luva plástica ou metálica. Caso seja necessário, o óleo é aquecido até uma temperatura em que possa escoar sem a necessidade de altas pressões de bombeio. Segundo Visser (1989), existem poucas tubulações termicamente isoladas em ambiente *offshore* no mundo, já que dependendo do material utilizado para o isolamento, podem ocorrer falhas ou quebras, tornando o método ineficaz. A maioria dessas linhas foi instalada para evitar a formação de hidratos e para escoar óleo com alto teor de parafinas.

Aquecimento externo

O propósito do sistema de aquecimento externo é manter uma temperatura mínima para o óleo escoar ou para reaquecer a tubulação, se por alguma razão ela esfriar (Visser, 1989). Este método pode ser feito com aquecimento elétrico ou com uma linha concêntrica à tubulação, onde em uma seção escoar um fluido aquecido e na outra o óleo. Devido ao alto custo é utilizado somente para pequenas distâncias.

Emulsões de óleo em água

Desenvolvida nos anos 80, esta técnica consiste em misturar óleo e água com o auxílio de um surfactante. Os surfactantes são produtos químicos que diminuem a tensão interfacial óleo/água, desta forma, facilita a formação e garante a estabilidade da emulsão, já que os dois fluidos têm a tendência de se separarem naturalmente. Uma das desvantagens deste método é a necessidade, ao final do processo de produção e/ou transporte, de um sistema de separação, para tornar o óleo comercializável.

De acordo com Obregón Vara (2001), o emulsionamento é realizado em duas etapas: primeiramente, são misturados 90% de óleo pesado com 10% de uma solução aquosa de surfactantes formando uma emulsão de água em óleo, que ainda possui viscosidade elevada. Posteriormente, é adicionada mais água na mistura, para atingir aproximadamente 65% de óleo pesado, alcançando as especificações de viscosidade da tubulação.

Diluição

Este método consiste na adição de um diluente ao óleo pesado, diminuindo a densidade e a viscosidade do óleo, e assim, facilitando o seu escoamento. Este diluente pode ser um hidrocarboneto leve, como um óleo leve, gás condensado, querosene ou diesel. A aplicação com óleo de maior grau API ou gás condensado é realizada quando existe um campo produtor de óleo leve próximo ao campo produtor de óleo pesado.

A maior desvantagem, na aplicação desta técnica, é a necessidade de grandes quantidades de diluente, elevando o custo da produção. Outra característica importante deste método é que a adição do diluente altera as características originais do óleo, podendo restringir sua aplicação industrial (Vanegas Prada, 1998).

Yaghi *et al.* (2001 *apud* Trevisan 2003) investigaram os efeitos da diluição de óleos leves e querosene em óleos pesados em laboratório, observando que este apresenta uma maior redução na viscosidade, porém o seu alto custo proíbe sua implementação no campo.

Core-flow

O método *core-flow* consiste na injeção de água junto ao escoamento de óleo na tubulação, de forma que se estabeleça um padrão de fluxo anular. Assim, o óleo flui pelo centro e a água ao longo da parede da tubulação, formando um anel de água em torno do óleo. Este anel impede que o óleo entre em contato com a parede e reduz drasticamente a perda de carga por atrito, tornando o escoamento deste óleo viável. A grande vantagem do método *core-flow* é o baixo custo da operação, uma vez que não é necessário aquecer os fluidos ou a linha.

Um inconveniente deste método é que em testes de longa duração a estabilidade do escoamento pode ser afetada por fenômenos de aderência do óleo as paredes da tubulação, levando a um aumento progressivo da perda de carga com o tempo. Barbosa (2004) estudou os efeitos causados pela adesão de óleo, sobre a superfície interna do tubo de aço carbono, na perda de carga de um escoamento bifásico óleo pesado com água no padrão *core-flow*.

Neste trabalho, a queda de pressão foi monitorada para tubo sem tratamento superficial com óleo e água parados durante 35 horas seguidas e, ao final deste período foram realizados testes transientes simulando uma parada na operação no modo *core-flow*, com o objetivo de determinar o tempo de repartida (limpeza da linha com água). Os resultados dos testes mostraram que a queda de pressão não sofreu alteração ao longo do tempo, com isso foi desenvolvido um modelo físico simples o qual determina o tempo de repartida, ajustando aos resultados

experimentais. Entretanto, os resultados de Barbosa (2004) foram contrastantes com os resultados obtidos por Ribeiro (1994, *apud* Barbosa, 2004), que apresentou dados experimentais de bombeamento de um óleo do campo de Zuata, na Venezuela, em oleoduto piloto de San Tomé (1 km de comprimento e 20,32 cm de diâmetro) com razões de injeção de 4% de água e velocidade de 1,5 m/s. Em 72 horas de teste, houve um aumento de pressão de 200 kPa até 1200 kPa, como pode ser visto na Figura 2.2, devido ao crescimento gradual da quantidade de óleo incrustado nas paredes da linha.

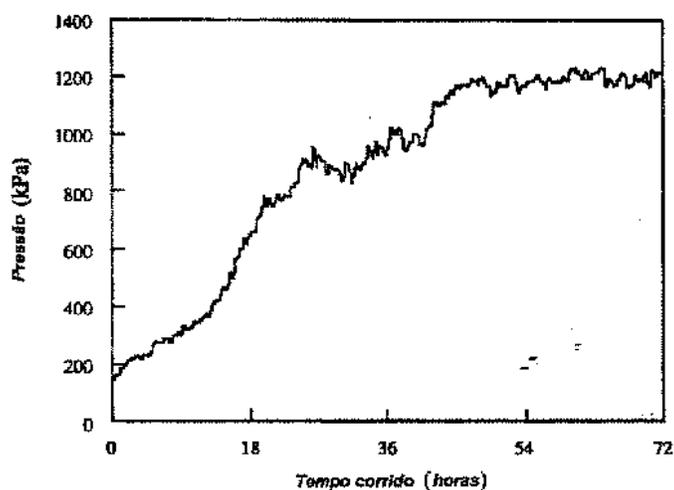


Figura 2.2. Resultado do aumento do gradiente de pressão devido à incrustação de óleo nas paredes da tubulação (Fonte: Ribeiro 1994 *apud* Barbosa, 2004).

Para evitar este tipo de incrustação, Vanegas Prada (1999) apresentou um método de tratamento e limpeza da linha de *core-flow*, usando uma solução aquosa de 1% de metassilicato de sódio durante dois dias, garantindo a operação por aproximadamente 10 dias.

2.2. Descrição do *core-flow*

O escoamento de dois líquidos imiscíveis em tubos horizontais, em particular os sistemas óleo-água, pode apresentar diferentes configurações espaciais das fases. Dentre esses, destaca-se o padrão de escoamento de óleo viscoso assistido com água, por seu grande interesse prático, especialmente na indústria do petróleo. Quando o óleo forma um núcleo contínuo no centro do

tubo, circundado por um fino anel de água, tem um padrão anular líquido-líquido conhecido como *core-flow* ou *core-annular flow* (CAF), ilustrado na Figura 2.3.

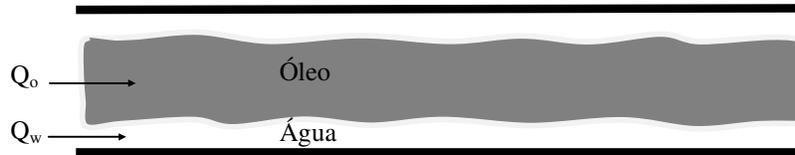


Figura 2.3. Esquema do escoamento *core-flow*.

Este padrão oferece a possibilidade de se transportar hidraulicamente um óleo altamente viscoso a vazões relativamente elevadas, com uma baixa perda de carga, graças à grande redução de atrito proporcionada pela injeção lateral de uma pequena vazão de água, a qual escoou junto à parede do tubo. Em dutos horizontais, o *core-flow* pode ser prejudicado pela ação desestabilizante da força de empuxo, a qual tende a causar uma estratificação das fases. Se uma vazão de água excessiva for injetada, na tentativa de evitar essa estratificação, o núcleo contínuo de óleo pode ser rompido e o escoamento se torna intermitente. Logo, existe uma vazão mínima de água capaz de impedir que o óleo encoste na parte superior da parede do tubo.

O grande interesse no *core-flow* se deve principalmente, a redução da perda de carga por atrito no escoamento de óleo. Por isso, inúmeros estudos teóricos e experimentais foram realizados observando a variação da perda de carga para diferentes vazões de óleo e água.

Russel & Charles (1959 *apud* Vanegas Prada, 1998) fizeram uma análise simples para o escoamento anular óleo-água. O modelo consiste em assumir as duas fases com densidades iguais, escoando concentricamente em regime laminar completamente desenvolvido e axi-simétrico, sendo os líquidos incompressíveis e newtonianos – sendo posteriormente denominado como “*perfect core annular flow*”.

O *perfect core annular flow* (PCAF) assume a interface líquido-líquido concêntrica e sem oscilações, escoando em regime laminar e sendo analisada unidimensionalmente. Com esta

simplificação, podem ser calculadas as medidas da eficiência do escoamento anular, como a máxima vazão volumétrica de óleo para certo gradiente de pressão, a mínima perda de carga para determinada vazão de óleo e o *hold up*. Os autores sugeriram um fator de atrito baseado na velocidade superficial da água. Esta formulação funcionou bem para o seu problema em particular, porém não pode ser estendida para outros casos.

Russel, Hodgson & Govier (1959 *apud* Vanegas Prada, 1998; Obregón Vara, 2001) analisaram teoricamente o fluxo laminar-laminar de dois líquidos imiscíveis, determinando um fator de atrito modificado baseado na velocidade superficial e nas propriedades da água. Os ensaios experimentais para este trabalho foram realizados em uma tubulação horizontal de 2,54 cm de diâmetro interno e 8,5 m de comprimento, com óleo mineral de viscosidade de 0,0018 Pa.s e água, onde foram medidos o gradiente de pressão e *hold up*, os quais apresentaram boa correlação com o modelo analítico proposto.

Charles, Govier & Hodgson (1961), citados por Vanegas Prada (1999), apresentaram uma teoria onde o núcleo viscoso é tratado como uma “cápsula” sólida. Eles realizaram experimentos com três tipos de óleos com diferentes viscosidades, e densidades iguais a da água. Durante seus experimentos observaram todos os diferentes regimes de escoamento, como gotas de água em óleo, óleo fluindo concentricamente em água (*core-annular flow*), pistões de óleo em água e gotas de óleo em água. Os autores concluíram que, no caso do *core-flow*, a queda de pressão tinha a mesma ordem de grandeza que a água escoando sozinha na tubulação, sendo independente da viscosidade do óleo, e que a configuração anular tem a vantagem de minimizar a área de contato entre as fases. Verificaram que adição de água reduzia o gradiente de pressão até um valor mínimo, contudo, a partir deste, a adição de mais água no escoamento aumentaria a perda de carga.

Charles (1963 *apud* Vanegas Prada, 1998) analisou o fluxo concêntrico de uma cápsula com velocidade infinita, rodeada por um anel de água em regime turbulento, supondo um perfil de velocidade da ordem de 1/7 para o filme de água, sendo a velocidade do núcleo de óleo igual a da interface. Desta forma, a velocidade da cápsula é um pouco maior que a velocidade média da mistura.

Ooms *et al.* (1984) desenvolveram um modelo matemático para o escoamento horizontal do *core-flow*, considerando a viscosidade do óleo infinitamente alta, sem escoamento dentro do núcleo e com ondas estacionárias na interface. Desta forma, assumiram o núcleo de óleo como sendo um sólido e sua interface sólido-líquida. O modelo foi validado com dois diferentes experimentos avaliando a perda de carga: o primeiro experimento foi realizado em uma tubulação horizontal, com 5,08 cm de diâmetro interno e 50 m de comprimento, na qual escoava óleo viscoso (3,0 Pa.s) e água; e o segundo em um circuito horizontal com tubulação de 20,32 cm de diâmetro interno e 888 m de comprimento, com a viscosidade do óleo variava entre 1,2 e 2,2 Pa.s. Os resultados obtidos mostram que a adição de mais água ao escoamento não danifica o padrão de escoamento anular, este volume adicional flui pela a parte inferior do anel de água. Estes experimentos indicaram que o *core-flow* se torna menos vantajoso para tubulações de grande diâmetro.

Posteriormente, Oliemans *et al.* (1987), estenderam o modelo matemático que considerava a teoria da lubrificação, incorporando o efeito de turbulência da água, e mediram, além da perda de carga, a forma, a amplitude e o comprimento das ondas na interface óleo-água, a espessura da camada de água e o *hold up* - também considerado como fração volumétrica de cada fase.

Arney *et al.* (1993) apresentaram uma correlação que estima a fração volumétrica da água. A teoria se baseia no escoamento *core-flow* em regime laminar, tanto no anel de água quanto no núcleo de óleo, com interface lisa concêntrica em função de um fator de atrito. Os autores utilizaram seus próprios dados, e adicionaram os resultados experimentais de todos os trabalhos existentes até então. Obtiveram sucesso para regime turbulento, porém apresentou dispersão significativa quando o regime era laminar. Esta técnica falhou por não levar em consideração outros efeitos que possam aumentar a perda de carga por atrito como a interface ondulada, a excentricidade do núcleo, a incrustação de óleo nas paredes ou a presença de equipamentos, curvas, tês, joelhos e outras singularidades na tubulação.

Bobok *et al.* (1996) empregaram o PCAF e encontraram uma correlação para a perda de carga. O efeito da gravidade foi desprezado já que a diferença entre as densidades do óleo e da

água era pequena. Os resultados foram comparados com dados experimentais do campo de Nagylengyel na Hungria, apresentando erro de 20%.

Vanegas Prada (1999) realizou um estudo experimental que avaliou o escoamento vertical anular óleo-água, propondo a utilização do *core-flow* para a elevação de óleos pesados. O aparato experimental no qual foram realizados os testes possui um tubo vertical de 2,76 cm de diâmetro interno, para um óleo de viscosidade de 17,6 Pa.s. A partir dos resultados experimentais obtidos foi desenvolvida uma correlação para prever a queda de pressão a partir das vazões, das propriedades e das frações volumétricas dos líquidos. O autor verificou uma redução da perda de carga por atrito em mais de 1000 vezes em relação ao escoamento monofásico de óleo, sendo este valor da mesma ordem de grandeza do escoamento monofásico de água à vazão da mistura. Considerando a perda de carga total a redução foi de até 93 vezes em analogia ao escoamento monofásico de óleo.

Obregón Vara (2001) fez um trabalho experimental para obter diversas informações sobre os padrões de fluxo em duto horizontal, com ênfase no padrão *core-flow* visando estabelecer uma relação geral de análise de estabilidade unidimensional. Neste trabalho, também foi desenvolvido um modelo para cálculo do gradiente de pressão e fração volumétrica com dados de perda de carga, constatando que com o uso do *core-flow* consegue-se reduzir a perda de pressão em até 225 vezes em comparação com o óleo escoando sozinho na tubulação.

Bannwart (2001) estudou o escoamento anular horizontal e vertical, verificando sua estabilidade. Baseando-se nos balanços de massa e quantidade de movimento, propôs correlações para a estimativa do gradiente de pressão, na qual incorporou à correlação do gradiente de pressão os efeitos de turbulência no anular, ondulações na interface, rugosidade da parede da tubulação e incrustação do óleo na parede; e também, para a fração volumétrica, utilizando um modelo para fases separadas.

Hernandez Rodriguez (2002) estudou o padrão de escoamento bifásico anular vertical ascendente. Analisou os padrões de fluxo, a estabilidade hidrodinâmica do padrão anular, a forma da interface, a fração volumétrica e a perda de pressão bifásica. O autor também propôs uma

solução para a interface óleo-água e novas correlações para a previsão da perda de carga e da fração volumétrica no fluxo anular vertical ascendente.

2.3. Sistemas de Controle

O controle automático de sistemas tem um papel de extrema importância na engenharia, na indústria e na pesquisa. Os avanços tecnológicos propiciam um melhor desempenho dos sistemas, melhorando a produtividade e, aliviando o operador de atividades repetitivas e manuais, evitando que erros humanos ocorram (Adachi, 2008).

O primeiro trabalho significativo em controle automático foi o regulador centrífugo construído por James Watt para o controle de velocidade de uma máquina a vapor, no século XVIII. Posteriormente, outros trabalhos importantes para o desenvolvimento da teoria clássica de controle e que serviram como base para os sistemas de controle atuais se devem a Minorsky, Nyquist, Hazen, entre outros (Ogata, 1990). A engenharia de controle clássica é apropriada para sistemas lineares com apenas uma entrada e uma saída, permitindo o projeto de controladores com bom desempenho.

Com o progresso da tecnologia, os sistemas e processos se tornaram mais complexos, tornando ineficaz o emprego dos controladores clássicos e, despertando a pesquisa por novas estratégias de controle. A partir de 1960, começaram a surgir teorias sobre o controle moderno, com base na análise e na síntese de domínio de tempo com o uso das variáveis de estado. A teoria de controle moderno foi de grande utilidade no projeto de controle de sistemas lineares multivariáveis de natureza determinística e estocástica. Uma desvantagem destas duas técnicas é a necessidade de uma descrição rígida do comportamento da planta a ser controlada por meio de modelos matemáticos. Assim, quando os sistemas são altamente não-lineares e de difícil modelagem matemática, surgem dificuldades consideráveis no projeto de controladores apropriados (Rezende, 2003).

A utilização de lógica *fuzzy* em sistemas de controle teve início na década de 1960 com Lofti A. Zadeh, tornando-se popular nos últimos anos e, sendo amplamente empregada na

indústria, ajudando na automação de processos que são nocivos ao homem (Arrifano, 2004). O interesse pela utilização da lógica *fuzzy* em controle de processos deve-se as dificuldades no controle automático devido: as não-linearidades, ao comportamento variante no tempo, aos altos níveis de ruído, entre outros, que geralmente ocorre nos processos industriais complexos (Rezende, 2003). Esta técnica de controle incorpora a forma humana de pensar em um sistema de controle, isto é, comporta-se de forma similar a um raciocínio dedutivo e, controla processos industriais com características não-lineares por meio de experiências e inferências das relações entre as variáveis da planta (Lima, 2004).

2.3.1. Projeto básico de um sistema de controle

Os requisitos gerais para o projeto de um sistema de controle são (Campos e Teixeira, 2006):

- Desempenho ótimo: o controlador deve minimizar as perdas econômicas decorrentes das perturbações no processo, ou seja, os sistemas de controle devem manter o processo no seu ponto operacional desejado e/ou ótimo, evitando regiões inseguras de operação.
- Estabilidade do sistema: a sua resposta não deve possuir oscilações, com amplitude constante ou crescente.
- Robustez do sistema: o controlador deve ser estável apesar das perturbações externas e das não-linearidades do processo e, deve eliminar os desvios entre a variável controlada e o seu valor desejado, reduzindo estes erros ao menor valor possível ao longo do tempo.

O projeto básico de um controlador consiste de: análise do processo (modelagem) e definição de uma estratégia de controle (algoritmos e instrumentação necessária), sendo o passo mais importante a obtenção da dinâmica do processo, que pode ser obtida de duas maneiras (Campos e Teixeira, 2006):

- A primeira é através da modelagem do processo em termos de leis físicas e correlações. As vantagens dos modelos físicos é que eles podem dar informações pormenorizadas do sistema e permitem extrapolações, e ainda, é possível obter um conhecimento mais global das relações entre as diversas variáveis, incorporando as não-linearidades. Contudo, pode ser difícil construir modelos físico-químicos dinâmicos de processos complexos, demandando muito tempo para o seu desenvolvimento, ou então, obtendo modelos extremamente complexos e com pouco valor prático.
- A segunda é a identificação do sistema por um ajuste estatístico de um modelo do processo a partir dos dados experimentais, sendo este um método mais rápido e prático para obter a dinâmica do processo. A desvantagem é que este modelo tem uma validade apenas em torno do ponto de operação, não permitindo grandes extrapolações.

Com o modelo pronto, parte-se para a definição da melhor estratégia de controle a ser utilizada, onde será escolhido o tipo de controlador.

A aplicação de técnicas de controle de vazão e pressão no escoamento bifásico óleo pesado e água não foi encontrada na literatura, Sendo, portanto, este um trabalho pioneiro na proposição de um sistema de controle para este escoamento no padrão *core-flow*. O ponto de partida para o controle do escoamento em *core-flow* é manter uma vazão de óleo constante (fixando a rotação da bomba de óleo do sistema) e ajustar a vazão de água visando à operação em uma região ótima previamente estabelecida. Na indústria, o controle das vazões pode ser realizado basicamente através de válvulas de atuação ou através de inversores de frequência (Campos e Teixeira, 2006). Sendo este último o caso mais comum envolvendo bombeamento de fluidos, devido à necessidade de acionamento das bombas hidráulicas.

Em geral, a estrutura de controle utilizada para o inversor de frequência engloba o uso de um controlador PID convencional para o controle do campo vetorial e, conseqüentemente, da corrente de partida para acionamento do motor elétrico da bomba. Estes controladores já estão disponíveis no próprio equipamento e destinam-se as aplicações onde há necessidade do controle de uma variável do processo (Ex.: vazão, pressão, nível, peso, etc.), indiretamente pela variação

da rotação do motor. (que é o caso dos inversores de frequência modelo CFW 09 da WEG e VS 11 da TOSHIBA), podendo, também, ser implementados via linguagem de programação disponível nos computadores centrais dos sistemas de supervisão e controle existentes na maioria das indústrias.

No caso do controle multivariável, ou seja, a estratégia de controle que envolve múltiplas entradas e saídas, os métodos de projeto convencionais para o controlador PID multivariável são eficientes apenas para processos que podem ser modelados usando sistemas dinâmicos de baixa ordem e apresentando parâmetros fixos. Entretanto, os processos presentes no meio industrial podem apresentar características complexas, tais como processos com dinâmicas de alta ordem, presença de atraso de transporte, não-linearidades e acoplamento entre as variáveis (Coelho & Mariani, 2006).

Uma alternativa para o controle multivariável que vem se destacando no meio industrial é a utilização de controladores baseados na lógica *fuzzy* tipo Mamdani, que possibilita o desenvolvimento do controlador, mesmo não dispondo de um modelo matemático meticuloso da planta. No entanto, apoiando-se no conhecimento intuitivo do operador ou em observações semelhantes, que fornecem as variáveis lingüísticas manipuladas no controle *fuzzy*; pode-se obter um conjunto de regras de inferência, que produzirão os sinais de controle. Este controlador pode ser projetado a partir da observação da operação do sistema controlado por um controlador clássico do tipo PID, analisando as resposta da planta e ajustando uma tabela de regras e funções de pertinência relacionadas com a operação desejada do sistema.

2.3.2. Controladores do tipo PID

Controladores Proporcional-Integral-Derivativo (PID) são as técnicas mais comuns de controle usados atualmente, sendo que a maior parte dos controladores industriais é do tipo PID, implementado basicamente pela programação de um Controlador Lógico Programável (CLP) (Campos & Teixeira, 2006).

Para apresentar a estrutura de um controlador PID, considera-se o sistema de controle realimentado (malha-fechada) apresentado na Figura 2.4. O controlador opera com um sinal de erro que é gerado pela diferença da saída $y(t)$ do processo e do sinal de referência $r(t)$. Esse sistema de controle pode atender diversos requisitos como: estabilidade em malha fechada, boa resposta transitória e estacionária e robustez ao ruído e perturbação.

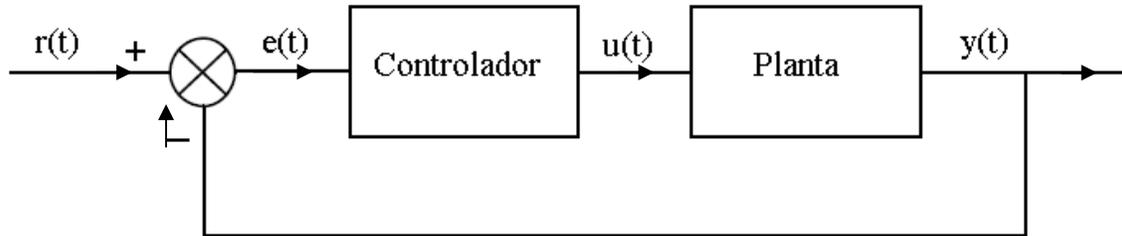


Figura 2.4. Diagrama em blocos de um sistema de controle realimentado.

A estrutura de um PID, representada pela equação (2.1), é uma composição das ações proporcional, integrativa e derivativa do sinal de erro, podendo apresentar várias subdivisões: Proporcional (P), Proporcional-Integrativo (PI), Proporcional-Derivativo (PD).

$$y(t) = K_p e(t) + \frac{K_p}{T_i} \int_0^t e(t) dt + K_p T_d \frac{de(t)}{dt} \quad (2.1)$$

onde K_p é o ganho proporcional, T_i o tempo de integração e T_d o tempo derivativo. Na transformada de Laplace, a relação entrada-saída deste tipo de controle é dada por:

$$\frac{Y(s)}{R(s)} = K_p \left(1 + \frac{1}{T_i s} + T_d s \right) \quad (2.2)$$

A ação de controle proporcional funciona como um amplificador ou um ganho da saída $y(t)$ em relação ao erro na entrada no controlador $e(t)$. A ação de controle integral está atrelada à precisão do sistema, diminuindo o erro estacionário ou residual, na resposta a uma entrada em

degrau. E por fim, a ação de controle derivativa possui um caráter antecipatório, aumentando o amortecimento do sistema e fazendo com a resposta se estabilize rapidamente. Apesar de a ação derivativa possuir caráter antecipatório, ela possui a desvantagem de amplificar os sinais de ruído e causar um efeito de saturação do atuador, por este motivo, o controlador PI é o mais utilizado na prática.

Os controladores do tipo proporcional-integral, PI possuem o valor do ganho proporcional e o tempo de resposta integral, ou seja, o tempo integral ajusta a ação de controle integralmente enquanto uma mudança no valor do ganho afeta tanto a parte proporcional quanto à parte integral.

$$y(t) = K_p e(t) + \frac{K_p}{T_i} \int_0^t e(t) dt \quad (2.3)$$

A relação entrada-saída deste tipo de controle é dada por:

$$\frac{Y(s)}{E(s)} = K_p \left(1 + \frac{1}{T_i s} \right) \quad (2.4)$$

Em geral, os parâmetros do controlador PID ou PI (ganhos e constantes de tempo) são sintonizados a partir de um modelo linear obtido pela escolha de um ponto de operação e da linearização das equações do sistema neste ponto. Então, o desempenho do controlador é avaliado através de simulações no modelo não-linear para determinadas condições de operação e distúrbios do sistema real. Assim, se ocorrer grandes distúrbios, as condições de operação do sistema podem desviar-se das condições utilizadas no projeto de controle, até um ponto em que o sistema deixará de atender às especificações de projeto, podendo até se tornar instável (Arrifano, 2004).

2.3.3. Controladores *fuzzy* baseados em regras - Mamdani

Os controladores *fuzzy* são sistemas baseados em regras que podem ser utilizados tanto nos sistemas em malha-aberta, onde estabelecem alguns parâmetros de controle de acordo com os quais o sistema deve operar, quanto em malha-fechada, fundamentando suas ações de controle em medidas das saídas do sistema. As aplicações de controladores *fuzzy* a processos industriais pertencem a esta última categoria (Wang *et al.*, 1997 *apud* Arrifano, 2004).

A lógica *fuzzy* confere ao sistema de controle diversas vantagens, como (Lima, 2004):

- Possível simplificação do modelo do processo;
- Melhor tratamento das imprecisões dos sensores utilizados;
- Facilidade na especificação das regras de controle;
- Satisfação de múltiplos objetos de controle e;
- Facilidade de incorporação do conhecimento de especialistas humanos.

Os controladores *fuzzy* Mamdani por sua facilidade de implementação prática são muito utilizados na indústria. Estes podem estimar variáveis de entrada e saída através de procedimento de ajuste heurístico, no qual uma variável de entrada aciona uma inferência *fuzzy* que, por sua vez gera uma variável de saída. A partir do conhecimento da operação do sistema são definidas todas as possíveis decisões que um controlador *fuzzy* Mamdani pode tomar, sendo estas dispostas em uma tabela de regras (Arrifano, 2004). A estrutura básica de um controlador *fuzzy* Mamdani é apresentada na Figura 2.5. O sistema de controle *fuzzy* consiste dos processos de “*fuzzificação*”, inferência e “*defuzzificação*”, que serão detalhados em seguida.

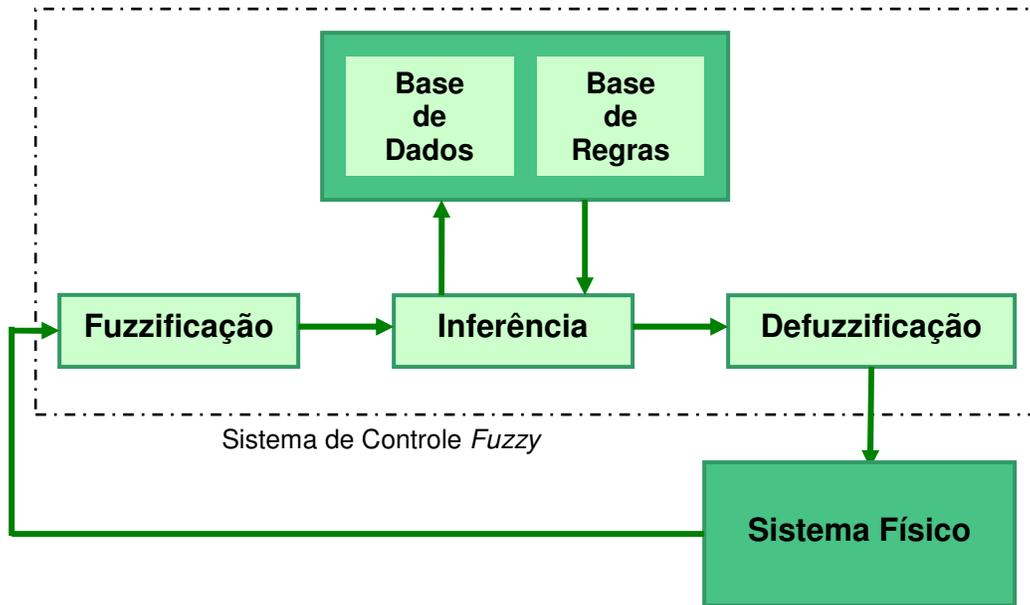


Figura 2.5. Diagrama em blocos do sistema de controle *fuzzy* baseado no modelo Mamdani.

O primeiro processo deste sistema é conhecido como “*fuzzificação*”, onde são definidas as variáveis lingüísticas de forma subjetiva bem como as funções pertinência. O controlador recebe informações sobre o estado do sistema físico através de suas variáveis de entrada definidas no domínio dos números reais e, transforma para o domínio dos números *fuzzy*, que é o domínio onde são realizadas as operações envolvendo lógica *fuzzy* (Simões & Shaw, 2007). Para cada variável (de entrada e saída) são definidas funções de pertinência, contidas na base de conhecimento, que estabelecem uma relação entre os valores numéricos e os termos de conjuntos *fuzzy*, cobrindo toda a faixa numérica desejável para esta variável. Estes valores numéricos são associados a um grau de relevância que varia de forma contínua de zero a unidade [0,1].

O segundo processo é o de inferência, que utiliza uma base de conhecimento projetada pelo especialista na operação do sistema, sendo usada nas tomadas de decisões de controle, por meio das regras ou proposições definidas. A inferência é o núcleo do controlador, sendo responsável pela simulação das tomadas de decisão e interação das ações de controle formuladas via lógica *fuzzy*. A base de conhecimento consiste de uma base de dados e uma base de regras *fuzzy* lingüísticas (Arrifano, 2004b). A base de dados relaciona os valores numéricos associados às funções de pertinência e, a base de regras caracteriza os objetivos e a estratégia de controle a

ser utilizada, além de conter todas as possíveis combinações das ações de controle relativas às entradas e saídas do sistema. (Arrifano, 2004).

O último processo é a “*defuzzificação*”, que consiste em obter-se um único valor discreto, no domínio dos números reais, que pode ser aplicável numa ação de controle real. Este valor é obtido através do processo de inferência e de sua base de conhecimento, gerando uma resposta em valor fuzzy. Assim, na *defuzzificação* a resposta *fuzzy* é convertida para o domínio discreto. Existem diferentes métodos para este processo, tais como, o cálculo do centro da área ou o valor máximo que ocorre na função de pertinência resultante (Simões & Shaw, 2007).

Capítulo 3

Controle de um Escoamento Bifásico

3.1. Descrição de um circuito típico

Basicamente existem dois tipos de configuração do aparato experimental que são utilizados para a operação em modo *core-flow*. Ambos são constituídos de: um sistema de injeção de água e outro de óleo, um bocal injetor especialmente desenvolvido para promover o padrão anular, uma linha para o *core-flow* e de um sistema de armazenamento e separação dos fluidos.

A diferença entre eles é que a configuração em circuito aberto, ilustrada na Figura 3.1, reproduz o que ocorre na indústria, isto é, utilizam-se dois tanques de alimentação e um tanque de separação, onde a água e o óleo proveniente do *core-flow* são armazenados e separados. Já a configuração em circuito fechado é idealizada para ensaios em laboratório, pois a quantidade de óleo para circulação é limitada, assim, utiliza-se apenas um tanque de separação e armazenamento, como mostra a Figura 3.2. Isto possibilita realizar testes de longa duração.

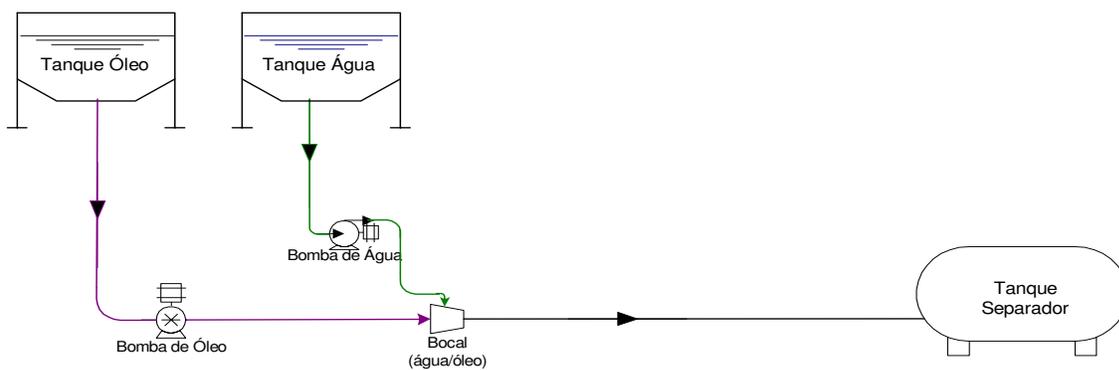


Figura 3.1. Configuração experimental em circuito aberto.

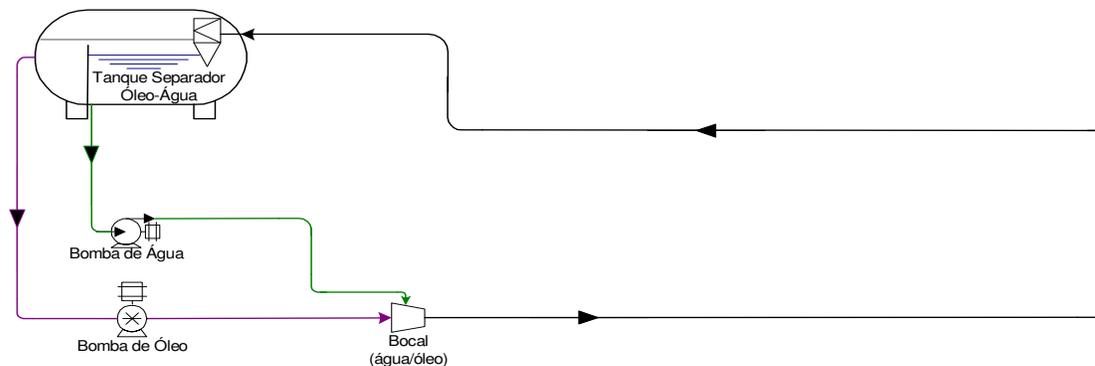


Figura 3.2. Configuração experimental em circuito fechado.

3.2. Estratégias para controle do *core-flow*

Como já citado anteriormente, o padrão anular oferece a possibilidade de se transportar hidraulicamente um óleo altamente viscoso a vazões relativamente elevadas com baixa perda de carga. Entretanto, a estabilidade do escoamento pode ser afetada por fenômenos de aderência do óleo as paredes da tubulação, levando a um aumento progressivo da perda de carga com o tempo, e também, pelo rompimento do anel de água que acarreta aumentos abruptos na perda de carga. Estes fatores elevam os gastos com bombeamento e podem inviabilizar a produção.

Assim, para obter uma operação segura da linha com a menor razão água-óleo possível, existe a necessidade de monitoramento da pressão na linha de escoamento do *core-flow*, das vazões de óleo e água, e da razão volumétrica água-óleo. Deseja-se que a operação ocorra em um ponto ótimo, onde se consegue escoar altas vazões de óleo com relativamente pouca água, mantendo a perda de carga na linha na ordem de grandeza do escoamento monofásico de água a velocidade da mistura. Na Figura 3.3 está ilustrado uma região ótima de trabalho. O ponto de operação é definido pelo cruzamento das curvas da pseudo-bomba (alimentação de água), a qual varia de acordo com a rotação da bomba de água ($N_{w1} < N_{w2}$), com as do sistema *core-flow*, sendo que as curvas ΔP_1 e ΔP_2 tem, respectivamente, vazão de óleo Q_{o1} e Q_{o2} constante. A seguir, algumas estratégias de controle serão discutidas.

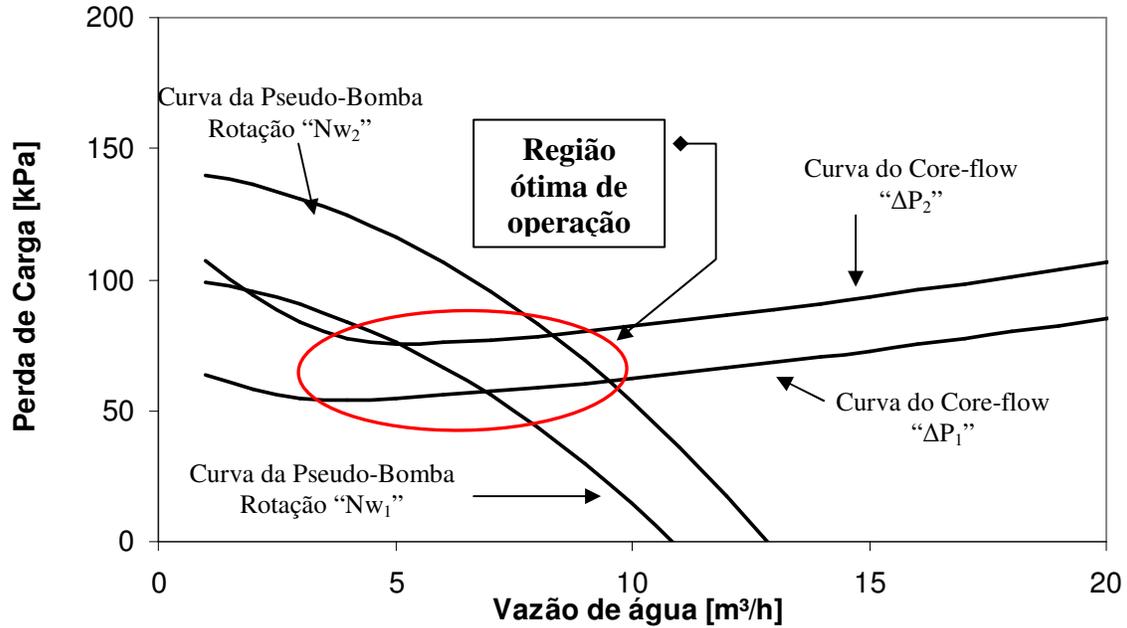


Figura 3.3. Ponto ótimo de operação.

3.2.1. Controle da vazão de água

O controle da vazão de água é importante para garantir a segurança da operação em *core-flow*. Sem este controle um acréscimo na perda de carga na linha devido ao aumento da vazão de óleo ($Q_{o1} < Q_{o2}$) modificará o ponto de operação de “o₁” para “o₂” (ilustrados na Figura 3.4) e, conseqüentemente, diminuirá a vazão de água. Esta situação pode se tornar crítica quando a vazão de água ultrapassa um limite inferior estabelecido, onde qualquer diminuição na vazão de água aumentará ainda mais a perda de carga do sistema. Assim, com controle do inversor de frequência que atua na rotação do motor da bomba, é possível agir na vazão de água compensando qualquer mudança no ponto de operação, desta forma o ponto de operação do sistema mudaria de “o₂” para “o₃”. Nesta estratégia de controle, a rotação da bomba será ajustada, conseqüentemente, irá aumentar ou diminuir a vazão, conforme necessário para manter um ponto de operação desejado. A desvantagem deste método é que a fração volumétrica de óleo irá variar, podendo sair de uma faixa ideal para este escoamento.

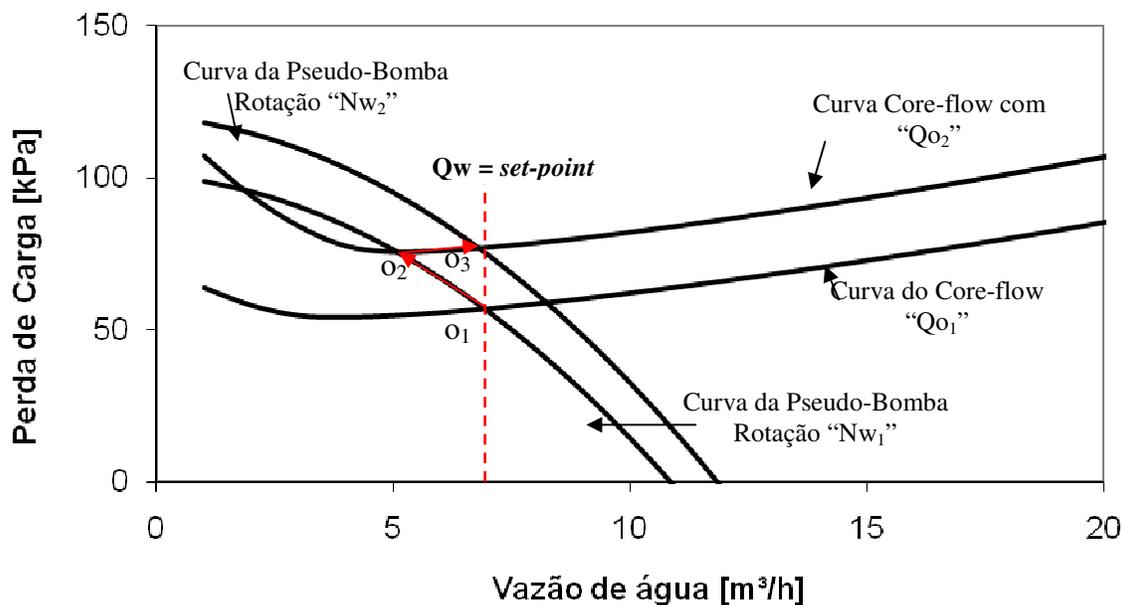


Figura 3.4. Controle da vazão de água.

Na prática, esta estratégia pode ser implementada de maneira simples e eficaz utilizando métodos de controle convencionais como, por exemplo, sintonizando um controlador PI ou um controlador *fuzzy* do tipo Mamdani baseado nas relações de entrada e saída da planta. Sendo esta estratégia adotada para o sistema de controle de *core-flow* apresentada neste trabalho.

3.2.2. Controle da razão óleo-água

A estratégia de controle da razão óleo-água é uma forma bastante associada ao controle da vazão de água. Neste tipo de estratégia almeja-se controlar a razão entre duas vazões através da manipulação de apenas uma vazão (Campos & Teixeira, 2006). No *core-flow* deseja-se manter uma razão da vazão de água pela vazão de óleo constante, como mostra a Figura 3.5, logo uma alteração na vazão de óleo irá alterar a vazão de água. Para isto, pode-se implementar um sistema de controle na vazão de água e outro na de óleo, de forma a manter a razão desejada, sendo o controlador PID é uma boa alternativa para este caso. Entretanto, nesta configuração, os *set-points* das vazões de água e de óleo são variáveis, necessitando de um nível adicional de controle para ajuste dos *set-points* durante a operação.

Outra possibilidade seria efetuar um cálculo de razão, dividindo a vazão de água pela de óleo durante a operação, sendo esta a variável controlada de um controlador atuante na rotação da bomba de água. Este tipo de implementação pode apresentar problemas de ruído, ocasionados devido à divisão inerente ao cálculo da razão, o que dificulta a sintonia por causa de sua não-linearidade (Campos & Teixeira, 2006).

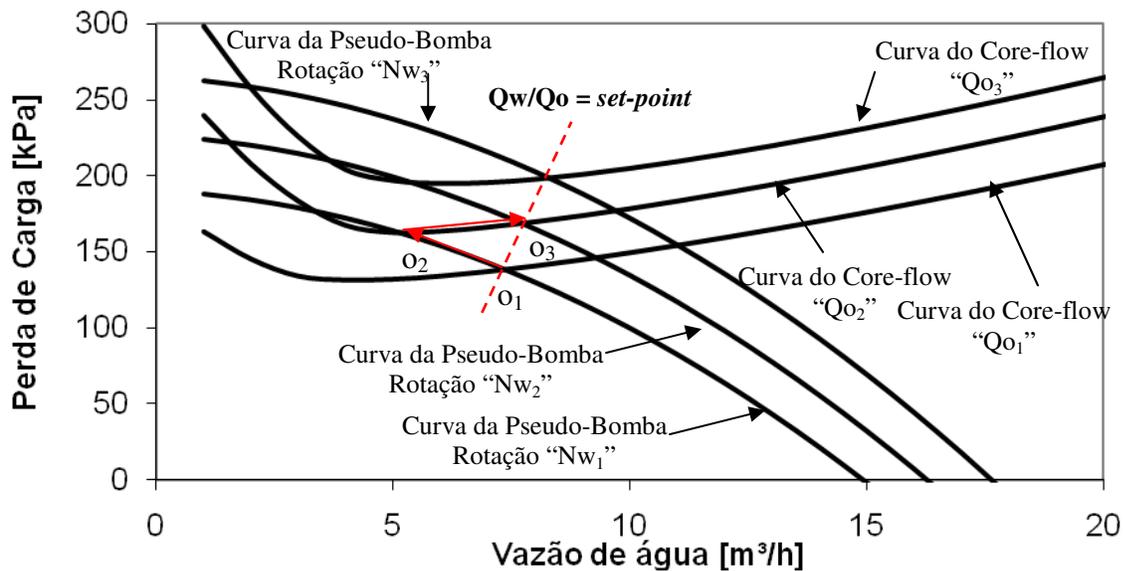


Figura 3.5. Controle da razão Q_w/Q_o .

3.2.3. Controle da pressão

Para manter a perda de carga, e, conseqüentemente, a pressão da linha do *core-flow*, dentro de uma faixa segura durante a operação, é necessária a coordenação de ações de controle das vazões de óleo e de água. Isso se deve ao fato de que para compensar qualquer acréscimo na pressão da linha, decorrente de deposição de óleo na tubulação, por exemplo, é preciso ajustar a vazão de água, o que reduzirá a razão volumétrica, sendo, portanto, necessário também o ajuste da vazão do óleo para manter a produção. Em suma, para definindo um *set-point* de pressão, hora o controlador irá atuar na vazão de água, hora na vazão de óleo, como ilustrado na Figura 3.6.

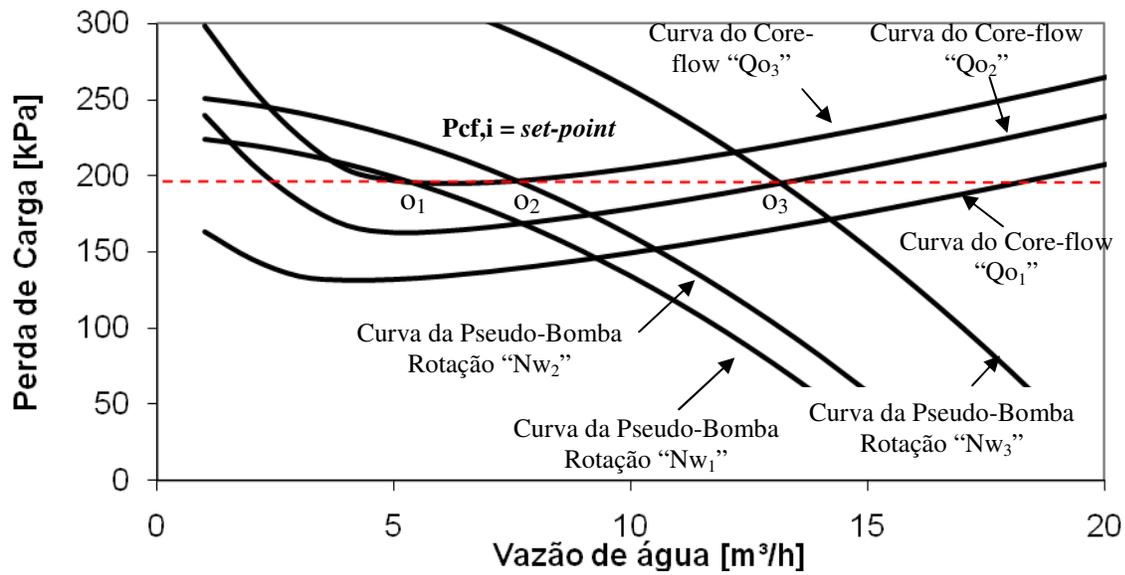


Figura 3.6. Controle da pressão na entrada da linha.

Capítulo 4

Modelagem

4.1 Escoamento Bifásico em Regime Transiente

A Figura 4.1 mostra a configuração do padrão *core-flow* numa tubulação genérica e as principais variáveis do problema.

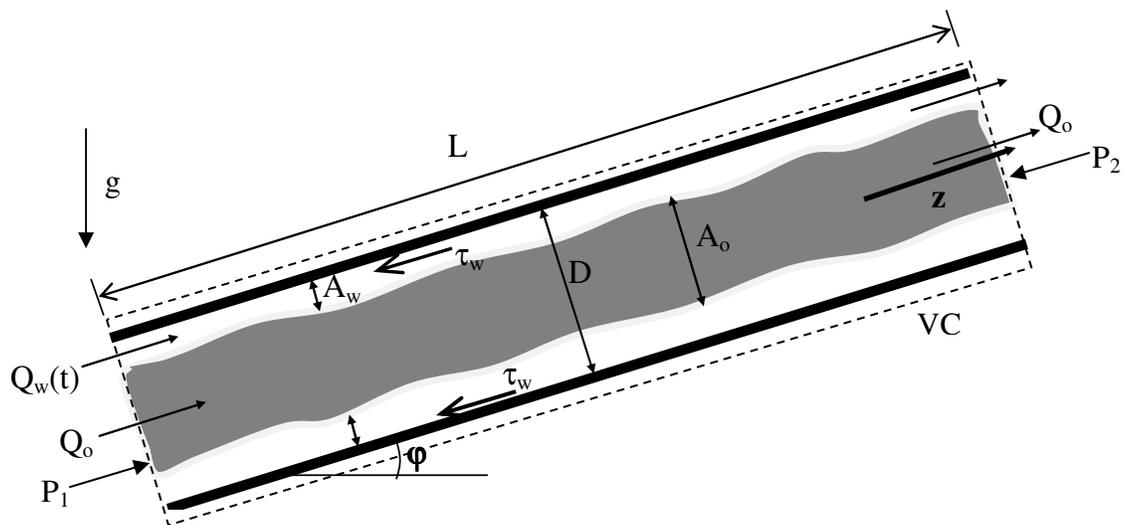


Figura 4.1. Esquema de um trecho de linha operando no modo *core-flow* e as forças superficiais atuando no volume de controle.

onde Q_w e Q_o são as vazões volumétricas da água e do óleo, A_w e A_o as áreas da seção transversal ocupadas pela água e pelo óleo, respectivamente, L o comprimento do trecho de linha, D o diâmetro da tubulação, z a direção do escoamento, g a força gravitacional, e o ângulo ϕ é a inclinação do eixo de simetria da tubulação em relação à horizontal. O volume de controle (VC)

está delimitado pela superfície pontilhada. A pressão P_1 e $P_2 (= P_1 + dP)$ referem-se, respectivamente, a pressão na entrada e na saída do VC, τ_w a tensão de cisalhamento na interface e na parede da tubulação

As hipóteses iniciais adotadas nesta modelagem são as seguintes:

1. Escoamentos incompressíveis;
2. Fases perfeitamente imiscíveis;
3. Escoamento em padrão anular (*core-flow*);
4. Sem transferência de calor ou massa nem mudança de fase;
5. Óleo infinitamente mais viscoso que a água ($\mu_o / \mu_w = 5.000$);
6. Sem efeitos de tensão interfacial ($P_o = P_w = P$).

Além das hipóteses já mencionadas, considera-se agora que o escoamento é transiente e que a razão de velocidades, $s = V_o/V_w$, é constante, e, também, que a vazão de óleo, Q_o , é constante, visto que a bomba de óleo empregada é de deslocamento positivo e, portanto independente da pressão a jusante. Esta modelagem em regime permanente foi baseada nos estudos realizados por Bannwart (2001).

Pela lei da conservação da massa,

$$0 = \frac{\partial}{\partial t} \int_{VC} \rho \cdot dV + \int_{SC} \rho \vec{V} \cdot d\vec{A} \quad (4.1)$$

Para a hipótese que a vazão de óleo constante, a variação da vazão de óleo será nula, ou seja:

$$\frac{dQ_o}{dt} = 0 \Rightarrow Q_o = const = j_o A = \epsilon V_o A \quad (4.2)$$

E a variação da vazão de água é dada por:

$$\frac{dQ_w}{dt} = \frac{d}{dt}[j_w A] = \frac{d}{dt}\left[\frac{(1-\varepsilon)AV_o}{s}\right] = \frac{d}{dt}\left(\frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \frac{Q_o}{s}\right) = -\frac{Q_o}{s\varepsilon^2} \frac{d\varepsilon}{dt} \quad (4.3)$$

onde Q_o e Q_w são as vazões volumétricas do óleo e da água, j_o e j_w suas velocidades superficiais, V_o e V_w suas velocidades médias através da seção transversal do tubo, A , $s = V_o/V_w$, cujos valores tipicamente se situam entre 1,23 (escoamento turbulento no anel) a 2 (escoamento laminar no anel) (Bannwart, 2001), e ε é a fração volumétrica de óleo, que pode ser expressa como:

$$\varepsilon = \frac{1}{1 + s \frac{Q_w}{Q_o}} \quad (4.4)$$

Pela lei da conservação de momento linear na direção do movimento (z), tem-se para a fase óleo e água respectivamente:

$$\text{óleo:} \quad \Delta P \varepsilon A - \tau_i S_i L - \varepsilon \rho_o g A L \sin \varphi = \rho_o \frac{d(V_o \varepsilon A L)}{dt} = \rho_o L \frac{dQ_o}{dt} = 0 \quad (4.5)$$

$$\text{água:} \quad \Delta P (1-\varepsilon) A + \tau_i S_i L - \tau_w S_w L - (1-\varepsilon) \rho_w g A L \sin \varphi = \rho_w \frac{d[V_w (1-\varepsilon) A L]}{dt} = \rho_w L \frac{dQ_w}{dt} \quad (4.6)$$

onde ΔP representa a diferença de pressão na entrada e saída do volume de controle mostrado na Figura 4.1, τ_i e τ_w a tensão de cisalhamento na interface e na parede da tubulação, S_i e S_w o perímetro da interface e da parede do tubo, e ρ_o e ρ_w a densidade do óleo e da água.

A soma de (4.5) e (4.6) fornece:

$$\frac{\rho_w L}{A} \frac{dQ_w}{dt} = \Delta P - \left(\frac{4L\tau_w}{D} + \rho g \underbrace{L \sin\phi}_{h_{cf}} \right) \quad (4.7)$$

Observa-se em (4.7) que, se a vazão de água, Q_w é constante, então recai-se em:

$$\Delta P = \frac{4L\tau_w}{D} + \rho g h_{cf} \quad (4.8)$$

onde h_{cf} é a diferença de altura entre os pontos de medição inicial e final. Para um duto retilíneo a tensão de cisalhamento na parede pode ser modelada a partir do que acontece no anel de água, isto é:

$$\tau_w = b \left[\frac{\rho_w V_w (4A_w/S_w)}{\mu_w} \right]^{-n} \frac{\rho_w V_w^2}{2} \quad (4.9)$$

Onde b e n são parâmetros a serem determinados experimentalmente, ou então, utilizando valores disponíveis na literatura.

Na equação (4.8) substitui-se τ_w pela expressão dada em (4.9), e encontra-se a perda de pressão da entrada da linha de *core-flow* até o separador, ΔP_{out} dada por:

$$\Delta P_{out} = \underbrace{\frac{2\rho_w L b}{DA^2} \left(\frac{4\rho_w}{\mu_w \pi D} \right)^{-n}}_{\kappa_1} \cdot Q_w^{-n} \cdot \left(\frac{Q_o}{s} + Q_w \right)^2 + \left(\rho_w - \frac{\rho_w - \rho_o}{1 + s \frac{Q_w}{Q_o}} \right) g h_{cf} \quad (4.10)$$

A razão ótima de injeção de água pode ser determinada minimizando ΔP_{out} para uma dada vazão de óleo. Para $b = 0,079$, $n = 0,25$ (parâmetros de Blasius) e $s = 1,23$ a razão água-óleo ótima se situa de 8 a 20%. A Figura 4.2 ilustra a perda de carga em um duto horizontal operando no modo *core-flow* em função da vazão de água, utilizando os parâmetros de Blasius e para os

parâmetros $b = 0,006$ e $n = 0$, ambos para a vazão de óleo de $32 \text{ m}^3/\text{h}$ (Bannwart, 2001). Também está ilustrada a curva típica da bomba de água para duas rotações distintas 2000 RPM e 2500 RPM. O cruzamento das curvas de perda de carga na linha e da bomba define o ponto de operação do sistema. Observa-se que, em certos casos, pode existir dois pontos de operação, indicados por o_1 e o_2 são possíveis, ensejando um estudo adicional sobre a estabilidade do ponto de operação. Tal estudo requer o uso das equações transientes, que descrevem o comportamento dinâmico do conjunto e, também, permitem modelar o comportamento transiente do sistema.

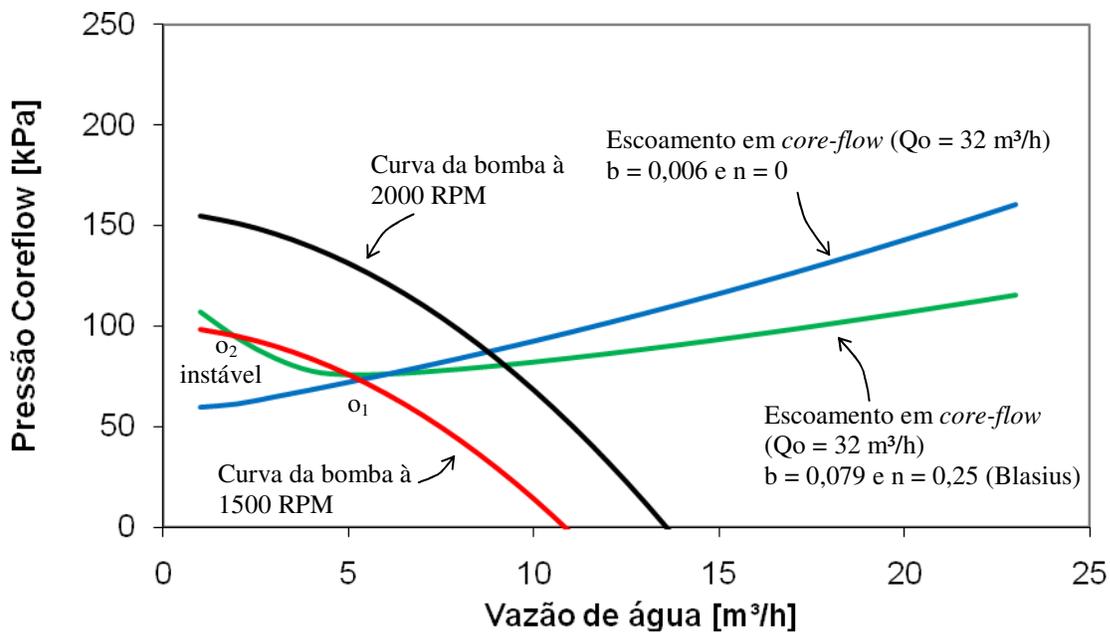


Figura 4.2. Ponto de operação de uma linha de *core-flow* para vazão de óleo $32 \text{ m}^3/\text{h}$.

Pode-se re-interpretar (4.7), substituindo ΔP pela curva de alimentação de água (pseudo-bomba), obtendo-se o ponto de operação Q_w^* para um dado Q_o . Assim,

$$\frac{\rho_w L}{A} \frac{dQ_w}{dt} = \Delta P_{in} - \Delta P_{out} \quad (4.11)$$

onde ΔP_{in} corresponde a perda de carga do sistema de alimentação de água (bomba + válvulas + perdas na linha de entrada) e ΔP_{out} representa a perda de carga na linha do *core-flow*. A equação do sistema de alimentação de água tem a seguinte forma:

$$\Delta P_{in} = b_1 \frac{\rho_w Q_w^2}{d_r^4} + b_2 \frac{\rho_w N_w Q_w}{d_r} + b_3 \rho_w N_w^2 d_r^2 \quad (4.12)$$

onde b_1 , b_2 e b_3 são constantes adimensionais obtidas experimentalmente e d_r representa o diâmetro do rotor da bomba. Derivando (4.12) pelo tempo, obtém-se:

$$\frac{d\Delta P_{in}}{dt} = \left(2b_1 \frac{\rho_w}{d_r^4} Q_w + b_2 \frac{\rho_w}{d_r} N_w \right) \frac{\partial Q_w}{\partial t} + \left(b_2 \frac{\rho_w}{d_r} Q_w + 2b_3 \rho_w d_r^2 N_w \right) \frac{\partial N_w}{\partial t} \quad (4.13)$$

Assim, as equações (4.10), (4.11) e (4.13) combinadas descrevem o comportamento hidrodinâmico completo do sistema para o escoamento em modo *core-flow*:

$$\begin{cases} \frac{dQ_w}{dt} = \frac{A}{\rho_w L} \cdot \left(\Delta P_{in} - K_1 \cdot Q_w^{-n} \cdot \left(\frac{Q_o}{s} + Q_w \right)^2 + \left(\rho_w - \frac{\rho_w - \rho_o}{1 + s \frac{Q_w}{Q_o}} \right) gh_{cf} \right) \\ \frac{d\Delta P_{in}}{dt} = \left(2b_1 \frac{\rho_w}{d_r^4} Q_w + b_2 \frac{\rho_w}{d_r} N_w \right) \frac{\partial Q_w}{\partial t} + \left(b_2 \frac{\rho_w}{d_r} Q_w + 2b_3 \rho_w d_r^2 N_w \right) \frac{\partial N_w}{\partial t} \end{cases} \quad (4.14)$$

onde $K_1 = \frac{2\rho_w L b}{DA^2} \left(\frac{4\rho_w}{\mu_w \pi D} \right)^{-n}$.

A variação da rotação da bomba de água no tempo é obtida diretamente no simulador, utilizando uma função derivativa.

Para a análise da estabilidade do sistema, utiliza-se o mesmo critério desenvolvido por Putstynnik et al. (2006), que define em que circunstancia o escoamento num sistema será estável. Sabe-se que o diferencial de pressão irá variar em relação a certa vazão de água. Para isto, assume-se que Q_w sofre uma perturbação $q_w(t)$ em torno do ponto de operação Q_w^* , considerado ótimo e constante, ou seja:

$$\frac{dQ_w}{dt} = \frac{d(Q_w^* + q_w)}{dt} = \underbrace{\frac{dQ_w^*}{dt}}_{=0} + \frac{dq_w}{dt} = \frac{dq_w}{dt} \quad (4.15)$$

Impondo esta pequena perturbação no sistema, a equação (4.11) com as seguintes linearizações, expansões em série de Taylor até a 1ª ordem, são válidas:

$$\Delta P_{in} \cong \Delta P_{in, Q_w^*} + q_w \left. \frac{d\Delta P_{in}}{dQ_w} \right|_{Q_w^*} \quad (4.16)$$

$$\Delta P_{out} \cong \Delta P_{out, Q_w^*} + q_w \left. \frac{d\Delta P_{out}}{dQ_w} \right|_{Q_w^*} \quad (4.17)$$

Além disso, temos que:

$$\Delta P_{out, Q_w^*} = \Delta P_{in, Q_w^*} \quad (4.18)$$

Substituindo as equações (4.15), (4.16), (4.17) e (4.18) em (4.11), chega-se em:

$$\frac{\rho_w L}{A} \frac{dq_w}{dt} + \gamma^* q_w = 0 \quad (4.19)$$

Onde:

$$\gamma^* = \left. \frac{d\Delta P_{out}}{dQ_w} \right|_{Q_w^*} - \left. \frac{d\Delta P_{in}}{dQ_w} \right|_{Q_w^*} \quad (4.20)$$

Assumindo que a perturbação seja da forma $q_w(t) = q_{w.o} \cdot e^{kt}$, sendo k um número complexo na forma $k = k_r + ik_i$ e, substituindo em (4.19), obtém-se :

$$\begin{aligned} k_r &= -\frac{\gamma^* A}{\rho_w L} \\ k_i &= 0 \end{aligned} \quad (4.21)$$

Com isso, conclui que, para a perturbação não crescer com o tempo, deve-se ter $k_r \leq 0$, isto é:

$$\left. \frac{d\Delta P_{in}}{dQ_w} \right|_{Q_w^*} \leq \left. \frac{d\Delta P_{out}}{dQ_w} \right|_{Q_w^*} \quad (4.22)$$

Esta condição corresponde ao critério clássico de estabilidade estática ou de Ledinegg, onde para ser estável a variação da pressão do sistema de alimentação em função da vazão de água para tem de ser menor do que variação da pressão no escoamento, isto é satisfeito no ponto “o₁” da Figura 4.2, mas não no ponto “o₂”.

4.2 Projeto do sistema de controle

O intuito do projeto de controle é investigar o desempenho de técnicas de controle adequadas para que através da vazão de água o circuito trabalhe em um faixa ideal para manter um dado ponto de operação do sistema. Neste estudo inicial, a vazão de óleo é considerada constante, ou seja, não será um parâmetro a ser controlado. A princípio, foram selecionadas duas técnicas de controle: o Controle PI e o Controle *Fuzzy* Mamdani (CFM), visando manter

requisitos básicos de desempenho a fim de garantir a operação segura do sistema, tais como: erro em regime estacionário, máximo sobre sinal e tempo de acomodação.

4.2.1 Controlador PI

Os parâmetros do controlador PI foram calculados a partir da análise da função de transferência do sistema em malha-aberta, ilustrada na Figura 4.3 e, obtida experimentalmente. Para isso, foi aplicada uma entrada em degrau, correspondente a uma rotação da bomba de água e feita a medição da resposta em função do tempo, no caso a vazão de água, correspondente a rotação aplicada na entrada. Os testes foram feitos somente com água (escoamento monofásico), com o intuito de controlar a vazão de água (Adachi, 2008).

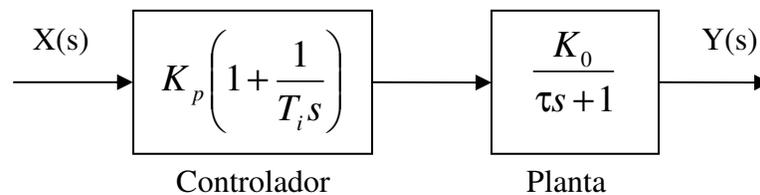


Figura 4.3. Diagrama de blocos em malha-aberta.

O comportamento da planta tem a dinâmica típica de um sistema linear de 1ª ordem, como pode ser visto no item 5.5.1, e pode ser representada por (Spandri, 2003):

$$\tau \frac{dy(t)}{dt} + y(t) = K_0 x(t - t_d) \quad (4.23)$$

onde $x(t)$ é a variável de entrada, $y(t)$ a variável de saída, K_0 o ganho da planta, τ o tempo que o processo demora, uma vez iniciada a variação, para chegar aos 63,2% da variação total final (ilustrada na Figura 4.4), e t_d o tempo que o processo leva para começar a responder à variação em degrau, também conhecido por tempo morto (Spandri, 2003). Neste projeto, $x(t)$ representa o

valor desejado da vazão de água (m^3/s), $y(t)$ a vazão de água obtida no sistema (m^3/s) e, o ganho K_0 corresponde à razão da vazão final (m^3/s) pela rotação aplicada na bomba (rad/s).

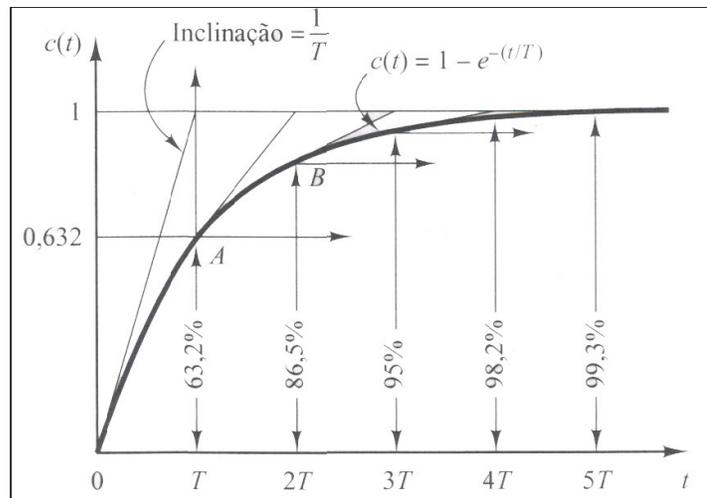


Figura 4.4. Curva exponencial de resposta ao degrau unitário (Fonte: Ogata, 2003).

Considerando que não haja tempo morto, $t_d = 0$. Reescrevendo (4.23) em termos da transformada de Laplace, tem-se:

$$\tau s Y(s) + Y(s) = K_0 X(s) \quad (4.24)$$

Desta forma, a resposta da planta a uma entrada em degrau, em termos da transformada de Laplace, é dada por:

$$Y(s) = \frac{1}{\tau s + 1} \times \frac{K_0}{s} \quad (4.25)$$

Para simplificação, a partir deste ponto, as equações serão descritas apenas em termos da transformada de Laplace. A função de transferência do sistema em malha-aberta, $G(s)$ é dada por:

$$G(s) = \frac{Y(s)}{X(s)} = \frac{K_0 K_p (T_i s + 1)}{T_i s (\tau s + 1)} \quad (4.26)$$

Na Figura 4.5 é apresentado o diagrama de blocos do sistema de controle PI em malha fechada, isto é, com realimentação da variável controlada $Y(s)$.

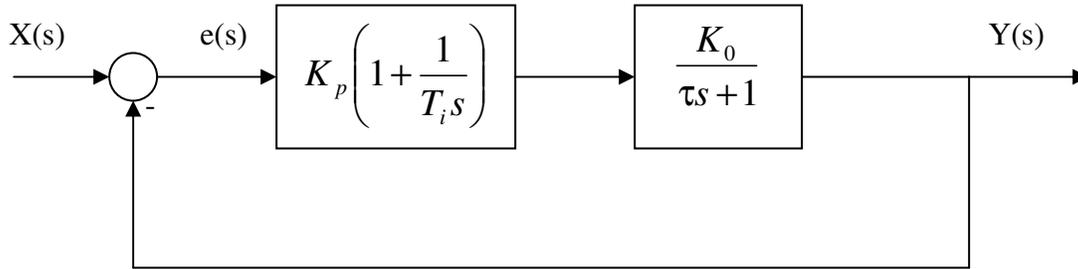


Figura 4.5. Diagrama de blocos do controlador PI.

Assim, a função de transferência do sistema em malha-fechada, $T(s)$ é (Ogata, 2003):

$$T(s) = \frac{Y(s)}{X(s)} = \frac{K_0 K_p (T_i s + 1)}{T_i s (\tau s + 1) + K_0 K_p (T_i s + 1)} \quad (4.27)$$

Para um sistema de segunda ordem a função de transferência possui a seguinte forma (Ogata, 2003):

$$FT(s) = \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2} \quad (4.28)$$

Assim, por analogia entre as equações (4.27) e (4.28), tem-se:

$$\frac{Y(s)}{X(s)} = (T_i s + 1) \frac{K_0 K_p / \tau T_i}{s^2 + \frac{K_0 K_p + 1}{\tau} s + \frac{K_0 K_p}{\tau T_i}} \quad (4.29)$$

Portanto, os parâmetros do controlador PI, K_p e K_i são dados por:

$$\begin{cases} K_i = \frac{K_p}{T_i} = \frac{\omega_n^2 \tau}{K_0} \\ K_p = \frac{2\xi\omega_n \tau - 1}{K_0} \end{cases} \quad (4.30)$$

Na prática a resposta transiente de um sistema de controle tem oscilações amortecidas antes de atingir o regime estacionário. Para a análise da resposta transitória, é usual especificar as seguintes variáveis (Ogata, 2003):

1. Tempo de atraso, t_d que é o tempo necessário para que a resposta atinja a metade de seu valor final pela primeira vez.
2. Tempo de subida, t_r é o tempo requerido para que a resposta atinja de 90% a 100% do seu valor final, dependendo do comportamento do sistema: subamortecido, amortecido ou superamortecido.
3. Tempo de pico, t_p é o tempo requerido para a resposta atingir seu primeiro pico de sobre-sinal.
4. Máximo sobre-sinal, M_p (em porcentagem) é o valor máximo da resposta transitória, é definido pela seguinte equação:

$$M_p = \frac{c(t_p) - c(\infty)}{c(\infty)} \times 100\% \quad (4.31)$$

onde $c(t_p)$ indica o valor da resposta no tempo de pico e $c(\infty)$ o valor final da resposta.

5. Tempo de acomodação, t_s é o tempo em que a resposta alcança valores numa faixa de 2% ou 5% em torno do valor final, isto depende do critério escolhido.

Estas especificações são mostradas na Figura 4.6, nem todas as variáveis precisam ser especificadas, sendo escolhidas de acordo com o desempenho desejado. Para este projeto, definiu-se um valor do coeficiente de amortecimento que não ultrapassa-se 20% do máximo de sobre-sinal, de acordo com a Figura 4.7.

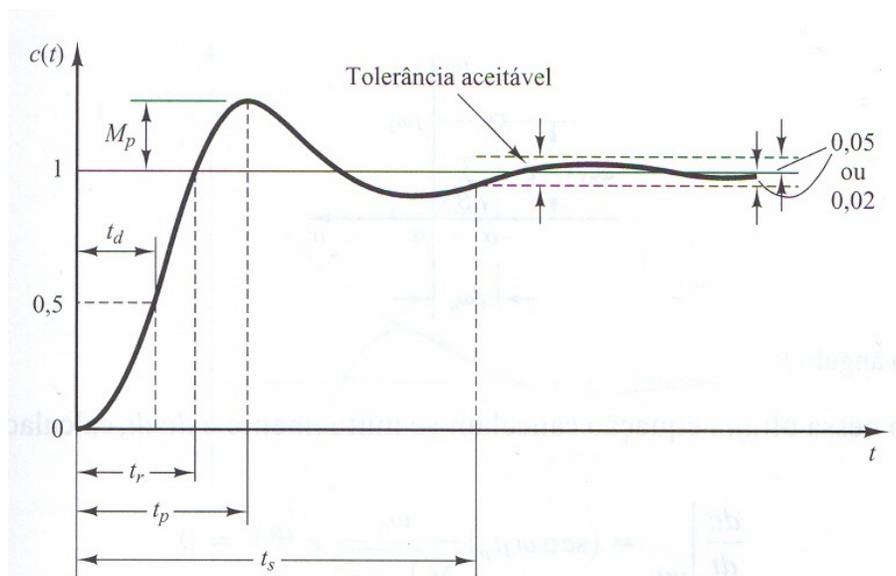


Figura 4.6. Curva de resposta ao degrau unitário com as especificações a serem definidas (Fonte: Ogata, 2003).

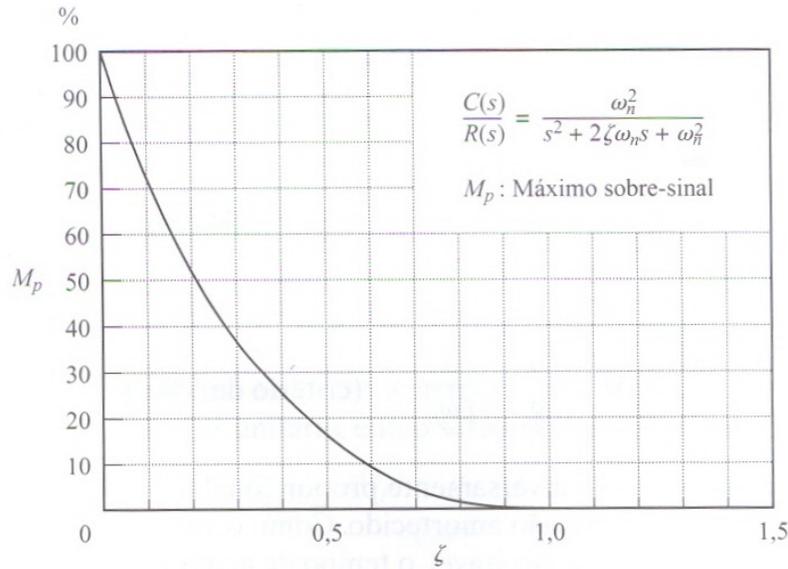


Figura 4.7. Relação entre a porcentagem do máximo sobre-sinal e o coeficiente de amortecimento para um sistema de segunda ordem (Fonte: Ogata, 2003).

4.2.2 Controlador *fuzzy*

As etapas de projeto de um controlador *fuzzy* empírico são (2004b, Arrifano): (i) seleção das variáveis de controle, (ii) definição do processo de “fuzzificação”, (iii) definição de regras e do processo de inferência e (iv) definição do processo de “defuzzificação”. A seguir, estas etapas são detalhadas.

A seleção das variáveis de controle (entrada e saída) depende da natureza do sistema a ser controlado e da saída desejada. Para este projeto, as variáveis de entrada são o erro na vazão de água e a perda de carga na linha de *core-flow* e, a variável de saída é o torque elétrico. A variável de saída foi definida com base no resultado do projeto do controlador PI. Estas variáveis estão ilustradas no diagrama de blocos do sistema de controle *fuzzy* em malha fechada na Figura 4.8.

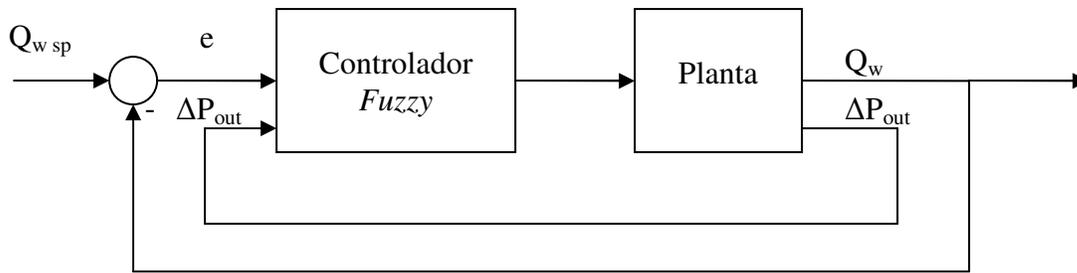


Figura 4.8. Diagrama de blocos do controlador *fuzzy*.

A “fuzzificação” consiste na definição das funções de pertinência, que são responsáveis pelo mapeamento dos valores numéricos das variáveis de entrada, no domínio dos números reais \mathfrak{R} , em conjuntos *fuzzy*, e das variáveis lingüísticas, definindo os conjuntos *fuzzy*. As funções de pertinência podem ser escolhidas dentre várias formas de funções não-lineares, sendo as funções triangulares e trapezoidais as mais comuns por serem mais fáceis de implementar (Arrifano, 2004b). A função triangular é apenas um conjunto de três pontos formando um triângulo e a trapezoidal uma função triangular truncada, constituída de quatro pontos, formando um topo plano. Estas funções têm a simplicidade como sua principal vantagem, porém a triangular garante maior sensibilidade para um ajuste de posição preciso. Em casos onde um desempenho suave é de importância crítica, funções do tipo $\cos^2(x)$, *gaussiana*, sigmóide e *sline* cúbico (*S-shape*) podem ser usadas (Simões & Shaw, 2007).

A variável de entrada erro da vazão de água, e_{Q_w} definida em \mathfrak{R} , pode variar na faixa de $-1,806 \times 10^{-3}$ a $1,806 \times 10^{-3}$ m³/s. Nestas condições, denomina-se “NEG – negativo” o conjunto *fuzzy* dos valores entre $-1,806 \times 10^{-3}$ a $3,778 \times 10^{-6}$ m³/s, “ZERO – zero” o conjunto *fuzzy* representados por uma função gaussiana de média 0 m³/s e a variância $1,189 \times 10^{-4}$ m³/s para cobrir a faixa de $-2,717 \times 10^{-4}$ a $2,982 \times 10^{-4}$ m³/s e “POS – positivo” o conjunto *fuzzy* dos valores entre $1,330 \times 10^{-5}$ a $1,806 \times 10^{-3}$ m³/s. Sendo estes as variáveis lingüísticas dos conjuntos *fuzzy* associados às faixas de extensão ou variação da variável. A Figura 4.9 apresenta as funções de pertinência gaussiana e trapezoidal que definem os conjuntos *fuzzy* para a variável e_{Q_w} (erro da vazão de água).

Da mesma forma, para a variável de entrada perda de carga na linha de *core-flow*, DP varia na faixa de 140×10^3 a 200×10^3 Pa, denominando-se “B – baixo” o conjunto *fuzzy* dos valores entre 140×10^3 a 160×10^3 Pa, “O – ótimo” o conjunto *fuzzy* dos valores representados por uma função gaussiana de média 160×10^3 Pa e a variância $1,8 \times 10^3$ Pa para cobrir a faixa de pressão desejada, ou seja, de 155×10^3 a 165×10^3 Pa e “A – alto” o conjunto *fuzzy* dos valores entre 160×10^3 a 200×10^3 Pa. As funções de pertinência são mostradas na Figura 4.10.

E finalmente, a variável de saída torque elétrico, Te^* tem uma faixa de extensão de 0 a 100 N.m, onde “B – baixo” o conjunto *fuzzy* dos valores entre 0 a 15, “A – alto” o conjunto *fuzzy* dos valores entre 0 a 30 e “MA – muito alto” o conjunto *fuzzy* dos valores entre 30 a 100. Na Figura 4.11 estão ilustradas as funções de pertinência triangular e trapezoidal que definem os conjuntos *fuzzy* da variável de saída.

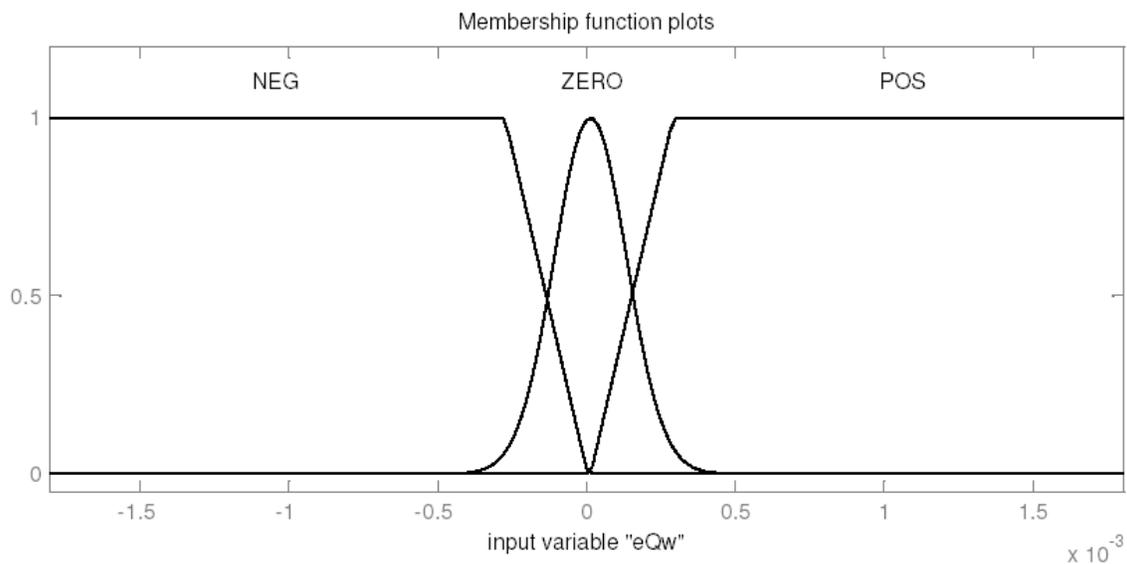


Figura 4.9. Função de pertinência para a variável de entrada Erro.

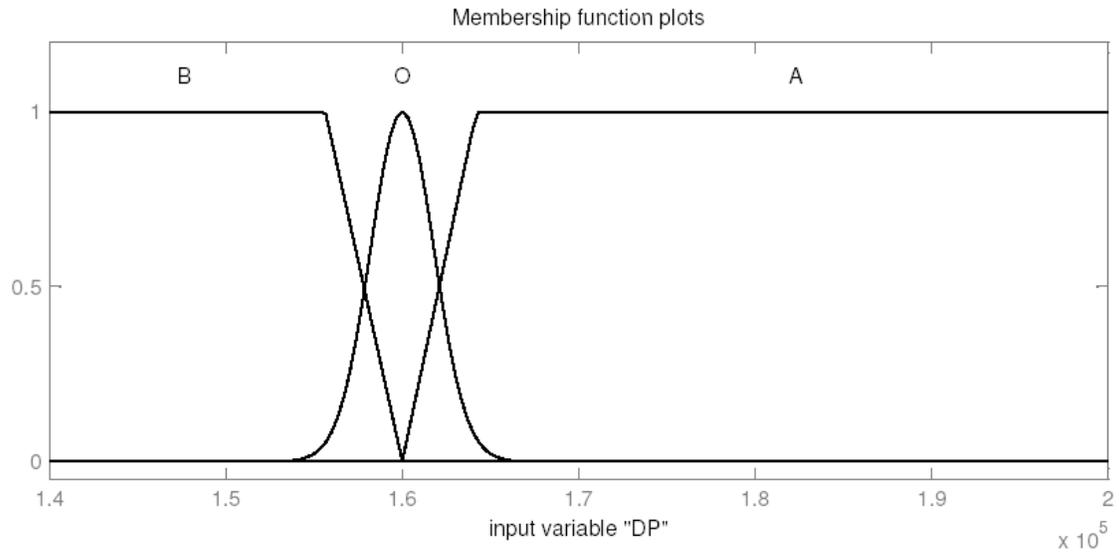


Figura 4.10. Função de pertinência para a variável de entrada Perda de Carga.

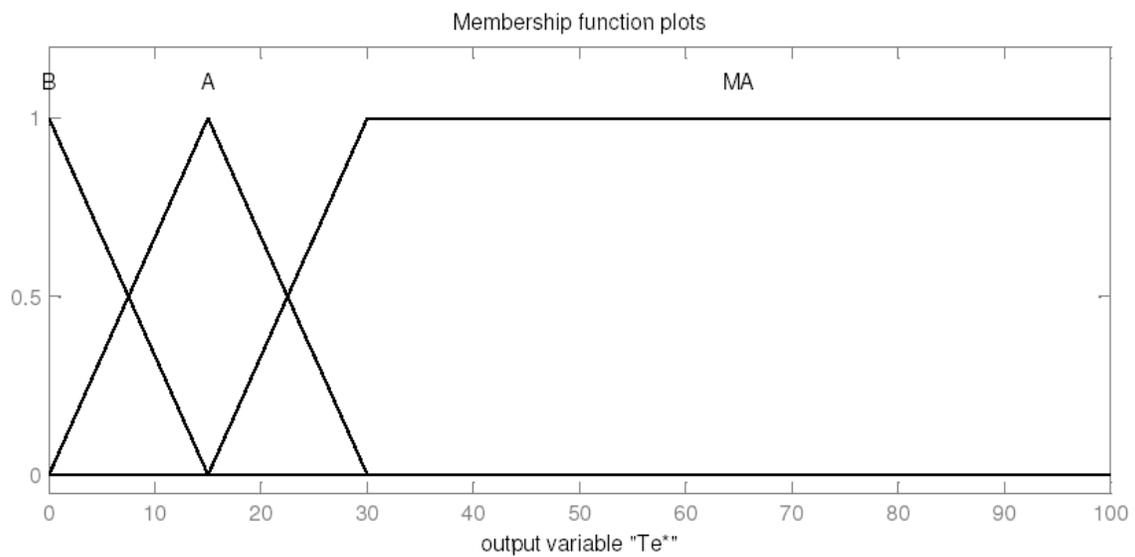


Figura 4.11. Função de pertinência para a variável de saída Torque Elétrico.

As regras *fuzzy* estabelecem relações entre as variáveis linguísticas, geralmente da forma:

$$SE < A >, ENTÃO < B > \quad (4.32)$$

onde a parte SE é designada de antecedente e a parte ENTÃO é denominada de conseqüente. Cada regra define um caminho no produto cartesiano $A \times B$, que é o espaço de estado do sistema. Todas as regras são analisadas em paralelo, não sendo importante a imposição de ordem entre estas. Quanto maior o número de variáveis lingüísticas, maior o número de regras do controlador (Arrifano, 2004b). No caso em estudo tem-se duas variáveis de entrada erro na vazão de água e perda de carga no *core-flow*, cada qual descrita por 3 variáveis lingüísticas, e uma saída de controle podendo ser inferida com base em $3^2 = 9$ regras, como dispostas na Tabela 4.1.

Tabela 4.1: Regras de inferência do CFM.

$P_{cf,i}$ \ e_{Qw}	NEG	ZERO	POS
B	B	B	B
O	B	B	B
A	B	A	A

As ações mostradas na tabela correspondem as seguintes relações entre as variáveis, que foram implementadas no controlador da seguinte forma:

1. Se (erro na vazão de água é positivo) e (perda de carga é baixa), então (*Torque elétrico* é baixo);
2. Se (erro na vazão de água é positivo) e (perda de carga é ótima), então (*Torque elétrico* é baixo);
3. Se (erro na vazão de água é positivo) e (perda de carga é alta), então (*Torque elétrico* é alto);
4. Se (erro na vazão de água é zero) e (perda de carga é baixa), então (*Torque elétrico* é baixo);

5. Se (*erro na vazão de água é zero*) e (*perda de carga é ótima*), então (*Torque elétrico é baixo*);
6. Se (*erro na vazão de água é zero*) e (*perda de carga é alta*), então (*Torque elétrico é alto*);
7. Se (*erro na vazão de água é negativo*) e (*perda de carga é baixa*), então (*Torque elétrico é baixo*);
8. Se (*erro na vazão de água é negativo*) e (*perda de carga é ótima*), então (*Torque elétrico é baixo*);
9. Se (*erro na vazão de água é negativo*) e (*perda de carga é alta*), então (*Torque elétrico é baixo*);
10. Se (*erro na vazão de água é positivo*), então (*Torque elétrico é muito alto*). Esta última regra foi adicionada pela necessidade de um torque elétrico mais alto na partida da bomba.

O processo de inferência *fuzzy* consiste na agregação de todas as implicações estabelecidas na base de regras. Na literatura de lógica *fuzzy*, os métodos de inferência “máx-mín” e “produto” são os mais conhecidos. Nos dois métodos, em cada regra ocorrem comparações buscando o valor máximo entre os elementos da parte antecedente e, ao fim deste processo, estes valores máximos podem ser comparados entre si buscando o valor mínimo (método máx-mín) ou multiplicados (método produto). Geometricamente, estes métodos restringem a altura das áreas delimitadas pelas funções de pertinência dos conjuntos *fuzzy*. O método de correlação mínimo produz um truncamento criando um platô nas funções de pertinência dos conjuntos *fuzzy* e o método de correlação produto produz um escalonamento em vez de um truncamento, preservando a forma original destas funções de pertinência (Arrifano, 2004b). A seguir, estes métodos são definidos.

Neste trabalho, o método de implicação adotado é o produto, que pode ser definido considerando os conjuntos *fuzzy* da parte conseqüente $A = (a_1, \dots, a_n)$ e $B = (b_1, \dots, b_m)$, com $a_i = m_A(x_i)$, $i = 1, \dots, n$, $m_A(x_i)$ o grau de pertinência do elemento x_i no conjunto *fuzzy* A e $b_j = m_B(x_j)$, $j = 1, \dots, m$, $m_B(x_j)$ o grau de pertinência do elemento x_j no conjunto *fuzzy* B (Arrifano, 2004b):

$$M = A^T \circ B$$

$$m_{ij} = \min(a_i, b_j) \Leftrightarrow m_{ij} = a_i \wedge b_j \quad (4.33)$$

onde \circ e \wedge são os operadores de composição e mínimo, respectivamente.

No processo de “defuzzificação”, o valor da variável lingüística de saída inferida pelas regras *fuzzy* será traduzido num valor discreto. Para escolher o método apropriado recomenda-se utilizar o centróide ou os valores máximos que ocorrem da função de pertinência resultante (Simões & Shaw, 2007). Neste caso, utiliza-se o método centróide, que calcula o centro de gravidade da área delimitada pela função de pertinência resultante do processo de agregação dos conjuntos *fuzzy* (Arrifano, 2004b). O cálculo do centróide da área (u) se dá da seguinte forma:

$$u = \frac{\sum_{j=1}^N u_j \mu_0(u_j)}{\sum_{j=1}^N \mu_0(u_j)} \quad (4.34)$$

onde $\mu_0(u_i)$ é a área de uma função de pertinência modificada pelo resultado da inferência *fuzzy*, u_i é a posição do centróide da i -ésima regra, respectivamente, e N é o número de regras (Simões & Shaw, 2007).

Capítulo 5

Estudo experimental

Os experimentos e medições foram realizados no Laboratório Kelsen Valente Serra – LabPetro do CEPETRO (Centro de Estudos de Petróleo) na UNICAMP, com o intuito de desenvolver e implementar uma técnica de controle eficiente para o *core-flow*. Para a execução deste estudo, foi utilizado o óleo fornecido pelo Cenpes/Petrobrás proveniente do Campo de Jubarte (RJ), de densidade de 982 kg/m³, viscosidade de 5 Pa.s (5000 cP) a temperatura de 20°C, e água proveniente do sistema de abastecimento domiciliar, sendo sua densidade de 998 kg/m³ e viscosidade de 1x10⁻³ Pa.s (1 cP).

5.1. Descrição dos Equipamentos

O aparato experimental é um circuito fechado que consta de tanque separador, sistema de bombeio de água e de óleo, bocal de injeção dos fluidos, linha para o *core-flow*, e alguns instrumentos como, manômetros, transdutores de pressão, filtro, rotâmetro e caixa de visualização. Na Figura 5.1 mostra-se o esquema do aparato experimental.

O tanque de separação é feito de fibra de vidro e tem capacidade máxima de 12.000 litros. A entrada da mistura óleo-água situa-se na borda direita superior. No interior do tanque há um hidrociclone, para melhorar a eficiência de separação, e uma chicana instalada de forma que os fluidos possam ser capturados separadamente. A saída de água se situa na parte inferior do separador e á direita da chicana, já a saída de óleo se situa na borda esquerda inferior.

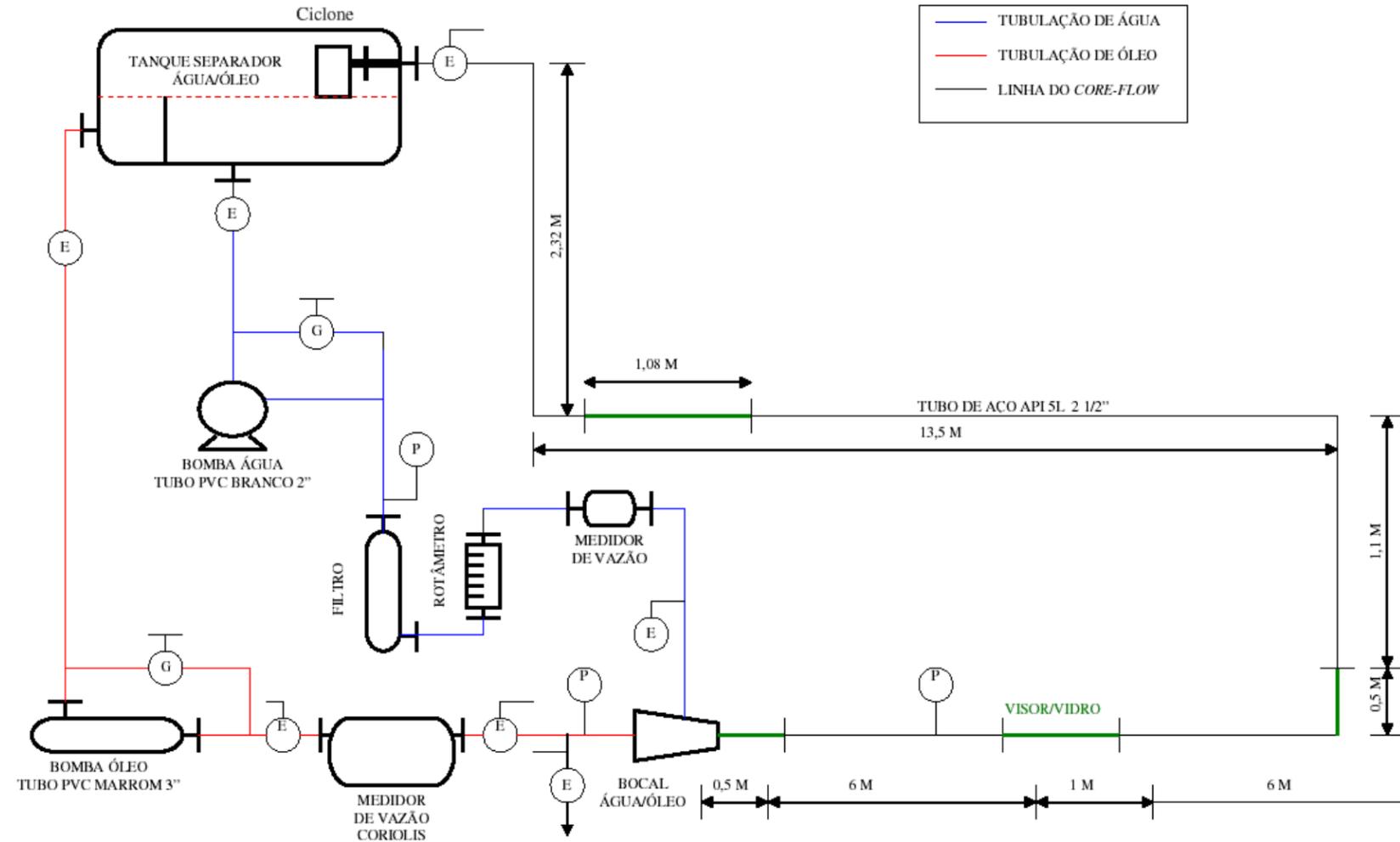


Figura 5.1 – Esquema do Circuito Experimental Instalado no Labpetro (modificação do desenho de Alcimar da Silveira).

O sistema de bombeio de água e de óleo, e o bocal de injeção dos fluidos estão ilustrados na Figura 5.2, onde a tubulação verde representa a linha de água e a tubulação preta a de óleo.

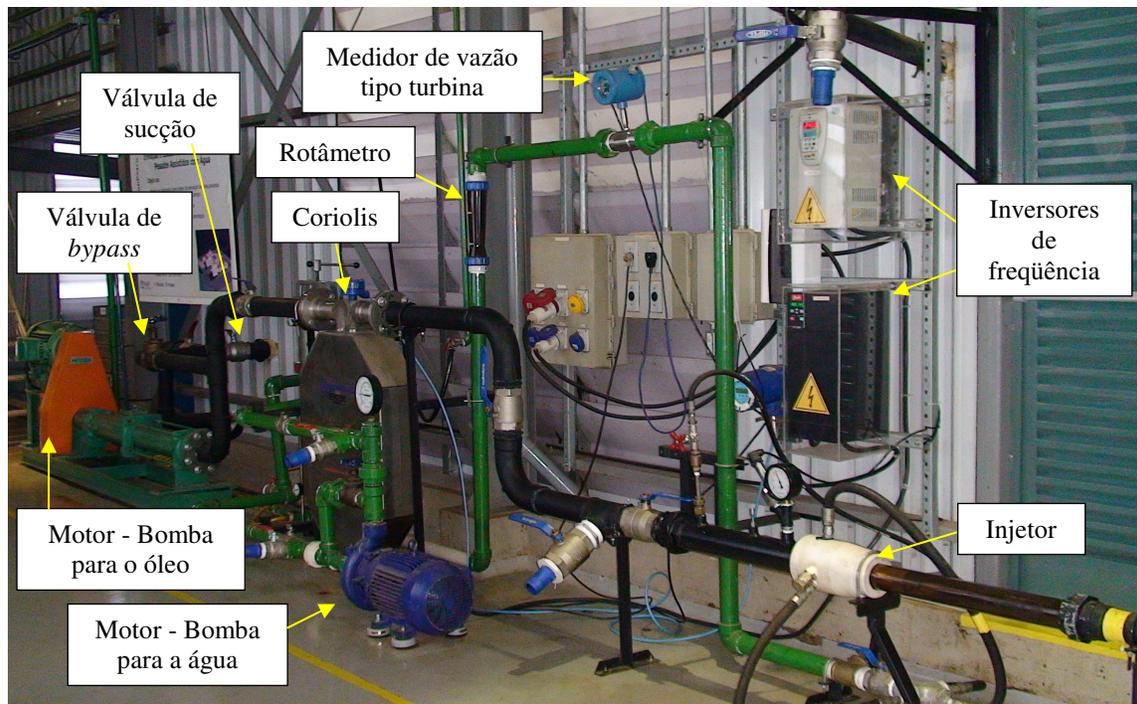


Figura 5.2. Sistema de bombeio dos fluidos – Labpetro.

A linha de água é de PVC, e possui 2” de diâmetro (5,06 cm de diâmetro interno). O sistema de bombeio consiste em um conjunto de bomba, motor e inversor de frequência para a regulagem da vazão. A bomba de água utilizada é do tipo centrífuga horizontal, KSB, modelo Megabloc, tamanho 50-160, sendo o diâmetro do rotor de 0,174 m, e sua rotação máxima de 3500 RPM, com motor trifásico de indução tipo gaiola, WEG, linha W21, e acionada por um inversor de frequência, WEG, modelo CFW 09 da linha Vectrue Inverter. Para verificação da pressão na saída da bomba foi colocado um manômetro de faixa 0 à 14 kgf/cm², com fundo de escala de 0,25 kgf/cm².

Após a saída do tanque, foi instalado um filtro para a retenção de gotículas de óleo presentes na água. Utilizou-se o filtro de cartucho Microline, modelo HE-FC-SS4-120T, speed 6-S1 de vazão 25 m³/h e pressão de trabalho de 6 kgf/cm². A vazão é obtida através de um medidor

de vazão do tipo turbina, CONTECH, modelo VTL 2”, com sinal de saída 4-20 mA para retransmissão, e um rotâmetro, CONTECH, modelo PI 2688/05, para facilitar a inspeção.

A linha de óleo é de aço galvanizado com 3” de diâmetro nominal. A bomba de óleo utilizada é de deslocamento positivo, NETZSCH modelo NEMO F0, motor trifásico de indução, com rotor de gaiola WEG, com inversor de frequência DANFOSS, modelo VLT 2800. Para a inspeção da pressão na saída da bomba de óleo foi usado um manômetro de 0 à 10 kgf/cm², com fundo de escala de 0,25 kgf/cm². A vazão é medida por um Coriolis, METROVAL, modelo RHE ONIK-RHM40, com saída 4-20 mA para retransmissão.

Para promover a configuração anular é utilizado um bocal injetor, ilustrado na Figura 5.3. Neste, a água entra pelas laterais e flui através de um espaço anular entre a parede externa do cone que conduz o óleo e a parede interna do bocal.

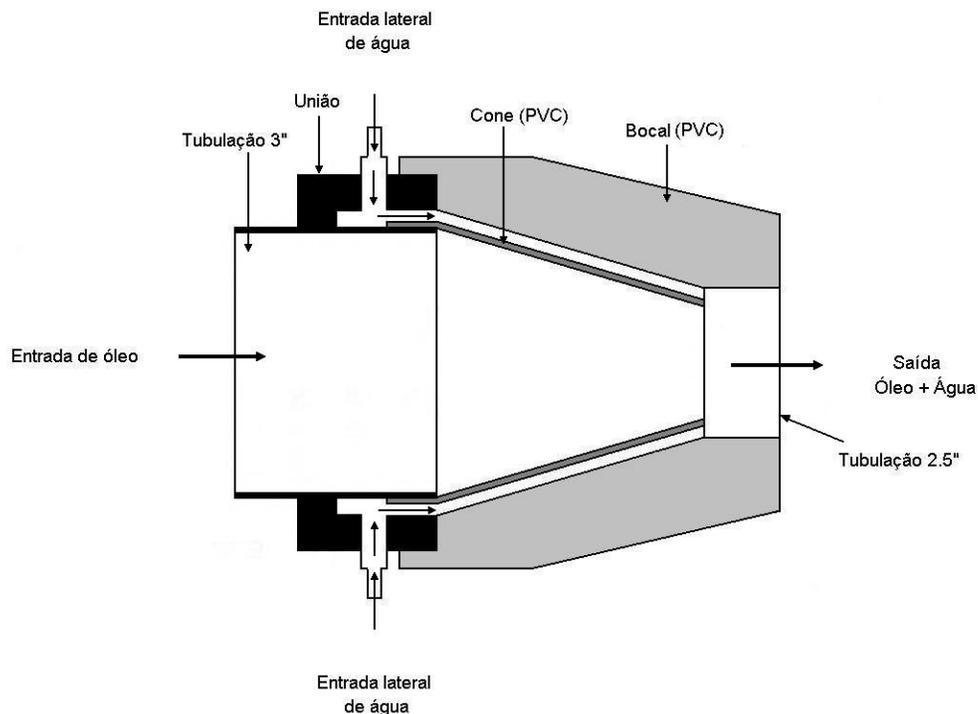


Figura 5.3. Esquema do bocal injetor.

Na saída do injetor, inicia-se a seção de testes numa tubulação de aço comercial API 5L, com diâmetros interno 59 mm e externo 73,3 mm com alguns trechos em vidro boro-silicato com diâmetros interno e externo compatíveis com o do tubo de aço API, para visualização do escoamento, totalizando 32 m de comprimento. Na linha de *core-flow* foi instalado um manômetro de 0 à 4 kgf/cm² de fundo de escala de 0,125 kgf/cm² com transdutor de pressão TER-PRESS de 0 à 370 kPa com saídas 4-20 mA para retransmissão.

O sistema de aquisição de sinais é composto por um sistema Compact DAQ e módulo de aquisição NI9203 com entrada analógica 4-20 mA, e pelo *software* Labview Signal Express, ambos da NATIONAL INSTRUMENTS, onde são aqisitados os sinais provenientes de transdutores de pressão instalados na linha e dos medidores de vazão de água e de óleo. A Figura 5.4 mostra o sistema de aquisição de sinais.



Figura 5.4. Sistema de aquisição de sinais.

5.2. Calibração

A calibração do transdutor de pressão foi realizada medindo-se a corrente elétrica obtida no software Labview Signal Express para diversos valores entre a faixa 0-130 kPa, com uso de um calibrador de pressão. A Figura 5.5 mostra o resultado da calibração.

Calibração da Pressão

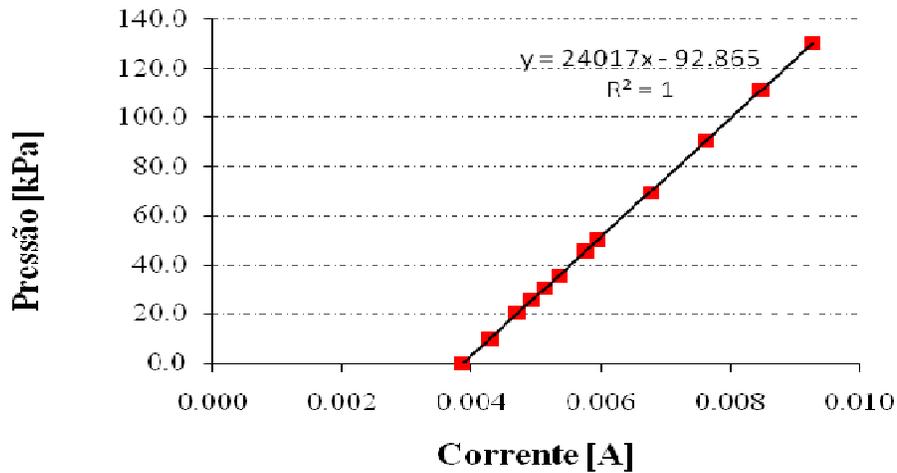


Figura 5.5. Calibração da pressão.

Para validar essa calibração na seção de testes foi feita a comparação entre a pressão medida e a calculada. Desta forma, realizaram-se dois testes distintos somente com água, e para os cálculos da perda de carga na linha foi utilizada a fórmula de perda de carga para escoamento monofásico de água. O resultado desta comparação é mostrado na Figura 5.6.

Validação da Calibração

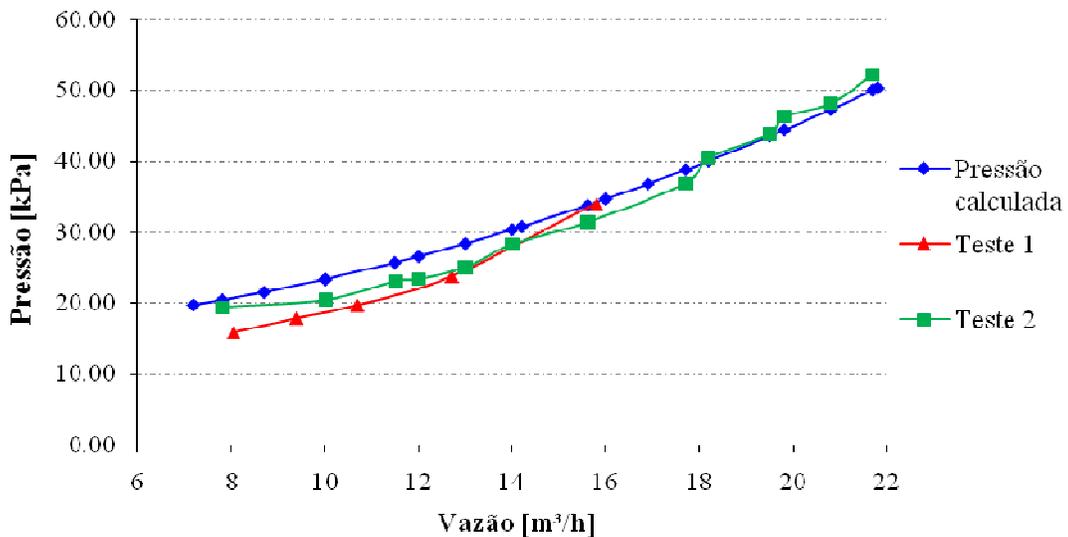


Figura 5.6. Comparação entre a pressão calculada e os testes experimentais.

5.3. Procedimentos operacionais

5.3.1. Operação em modo *core-flow*

Para iniciar a operação em *core-flow* é necessário que a linha esteja escoando somente água, assim, a bomba de óleo deve estar fora de operação. Então, a tubulação não pode conter óleo e nem ar. Por isso, inicia-se a operação circulando água até que não tenha mais ar na tubulação. Fixa-se uma determinada vazão de água, sendo esta suficientemente alta para manter a tubulação limpa quando o escoamento do óleo for iniciado. Para a partida da bomba de óleo, abrem-se as válvulas de sucção e de *bypass* (ilustradas na Figura 5.2), e então a bomba é acionada. Em seguida, a válvula localizada antes do injetor é aberta, e fixa-se a vazão de óleo desejada, fechando lentamente a válvula de *bypass* de forma que o óleo segue totalmente para a linha.

Para realizar as medições de pressão e vazão, espera-se o escoamento entrar em regime permanente (aproximadamente 1 minuto). Em seguida, determina-se um tempo de amostragem no *software* Labview Signal Express (o tempo escolhido foi de 1 minuto) e as leituras de pressão do sistema, vazão de água e óleo são registradas. Com os dados obtidos, faz-se a média temporal, obtendo o valor em regime permanente. Para uma vazão de óleo fixa são feitas em média 4 medições com diferentes vazões de água. Posteriormente, as condições de operação são modificadas, fixando uma nova vazão de óleo e variando a vazão de água. A Figura 5.7 apresenta a malha de pontos experimentais que se deseja obter para cobrir toda a faixa de vazão de água e de óleo do sistema.

Após o término dos testes, reduz-se a vazão de óleo até desligá-la; abre-se a válvula de *bypass* da bomba de óleo e fecha-se a válvula localizada antes do injetor. Quando a bomba estiver desligada, fecha-se a válvula de sucção. Circula-se água até a tubulação ficar limpa, e então a bomba de água é desligada. Recomenda-se fechar a válvula de retorno do tanque de separação, minimizando assim o efeito de deposição de resíduo de óleo na linha devido à ação natural da gravidade.

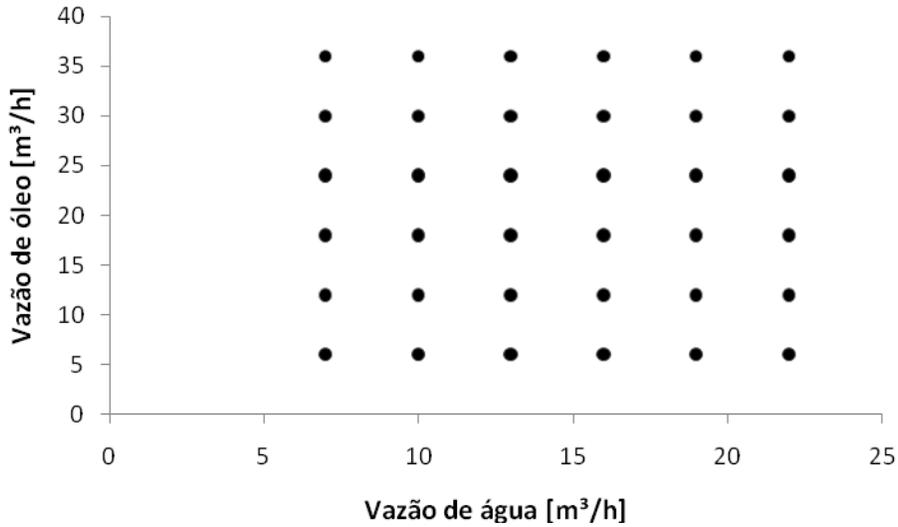


Figura 5.7. Malha de pontos experimentais pretendida.

Algumas dificuldades durante os experimentos impossibilitaram cobrir toda a malha planejada. A vazão máxima de óleo obtida (32 m³/h) foi menor que a esperada (36 m³/h), a altas vazões de água, o escoamento se tornava muito turbulento causando problemas operacionais, descritos com detalhes no item 5.4, que inviabilizaram a tomada de todos os pontos. Na Figura 5.8 está a malha de pontos experimentais coletados.

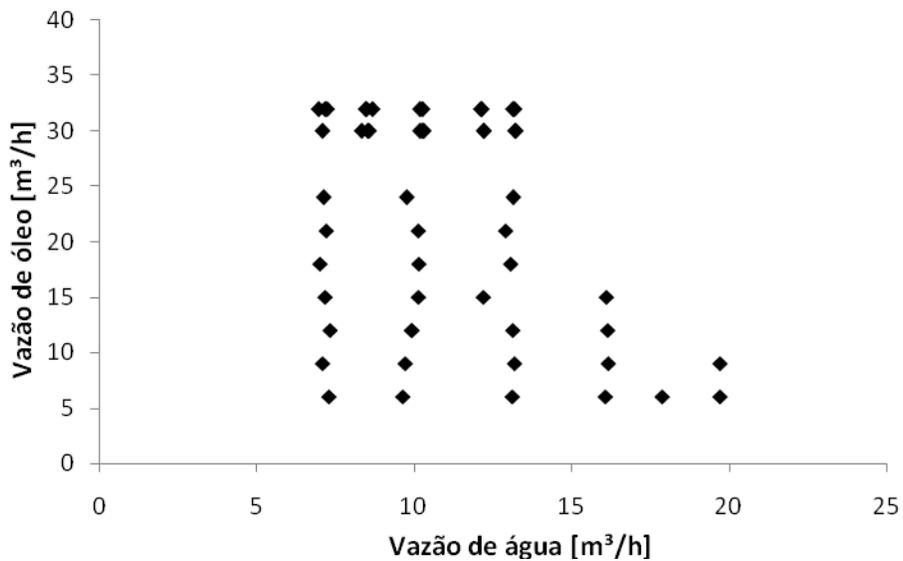


Figura 5.8. Pontos obtidos nos ensaios experimentais.

5.3.2. Operação em escoamento monofásico de água

Perda de carga monofásica na linha de testes do core-flow

Para a obtenção da perda de pressão do sistema liga-se a bomba de água numa vazão baixa, que seja suficiente para escoar o fluido por todo o circuito, retirando todo o ar da tubulação. As medidas de vazão de água e pressão da linha são registradas. Em seguida, aumenta-se a rotação da bomba através do inversor de frequência, e novas medidas são realizadas até cobrir toda a faixa de vazão desejada.

Curva do sistema de alimentação de água - obtenção dos parâmetros do controlador PI

Para a obtenção dos parâmetros do controlador PI foi realizado um ensaio do tipo degrau a partir do repouso, visando identificar a ordem e as constantes de tempo do conjunto inversor de frequência, motor e bomba para o escoamento monofásico de água. A entrada corresponde a um *set-point* de rotação configurado diretamente no inversor de frequência e a saída, no caso, é a vazão correspondente à rotação aplicada.

Neste tipo de ensaio a tubulação é completada com água; fecham-se as válvulas de retorno para o tanque e a válvula de retenção antes do bocal injetor. Em seguida, programa-se no inversor de frequência da bomba de água a variação de rotação desejada (neste caso, 1300, 2000, 3000 e 3500 rpm). Com a vazão igual à zero, abrem-se as válvulas e o inversor de frequência é acionado para que o rotor da bomba atinja a rotação desejada. As respostas do sistema são obtidas pelos sensores de pressão e de vazão e retransmitidas a um computador para análise.

5.4. Problemas operacionais

Foram observados dois problemas críticos durante a operação em *core-flow*: a incrustação de óleo nas paredes da tubulação e a entrada de gotículas de óleo na tubulação de água. Quando a vazão de água é alta, acima de 15 m³/h, o escoamento fica muito turbulento e, com isso, o óleo começa a se desprender do núcleo deixando partículas suspensas no anular (água). Isto acarreta a

incrustação de óleo nas paredes da tubulação, como ilustrado na Figura 5.9, contribuindo para o aumento da perda de carga.

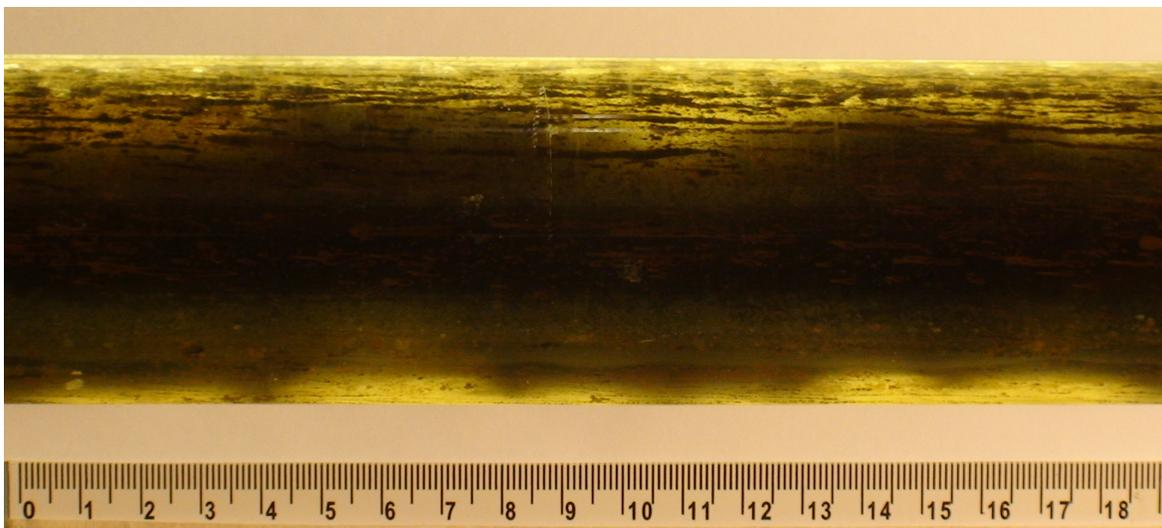


Figura 5.9. Escoamento em *core-flow* com incrustação de óleo na tubulação de vidro devido a dois dias de testes sem a parada para limpeza da tubulação.

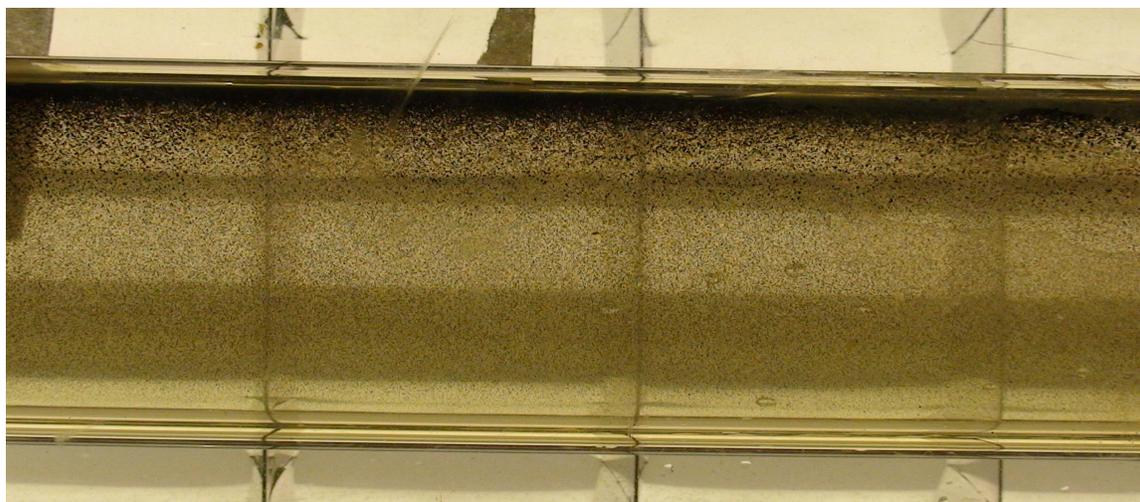


Figura 5.10. Pequenas gotículas de óleo presentes na água após um dia de testes.

A agitação faz com que as partículas suspensas na água se tornem cada vez menores, dificultando a segregação gravitacional no tanque de separação. A Figura 5.10 mostra uma foto da tubulação após a limpeza com água, no final de um dia de testes, pode-se notar a grande

concentração de gotículas de óleo. Para evitar que estas não entrem pela linha de água, foi instalado um filtro de cartucho, que funciona muito bem no começo dos experimentos, mas após algumas horas não consegue reter as gotículas.

Desta maneira, as gotículas entram na linha de alimentação de água, fazendo com que o óleo fique impregnado nos acidentes e equipamentos como rotâmetros, cruzeta, entre outros. Na Figura 5.11 está ilustrado o rotâmetro da linha de água sujo com óleo, o que impossibilita a utilização do mesmo.



Figura 5.11. Rotâmetro da linha de água impregnado com óleo.

5.5. Resultados experimentais

5.5.1. Parâmetros da planta e do controlador

Os parâmetros do controlador PI foram calculados a partir da análise da função de transferência do sistema em malha-aberta obtida no teste aplicando uma entrada em degrau, verificando-se a resposta em função do tempo. Na Figura 5.12 são mostrados os resultados da aplicação ao degrau no escoamento monofásico de água.

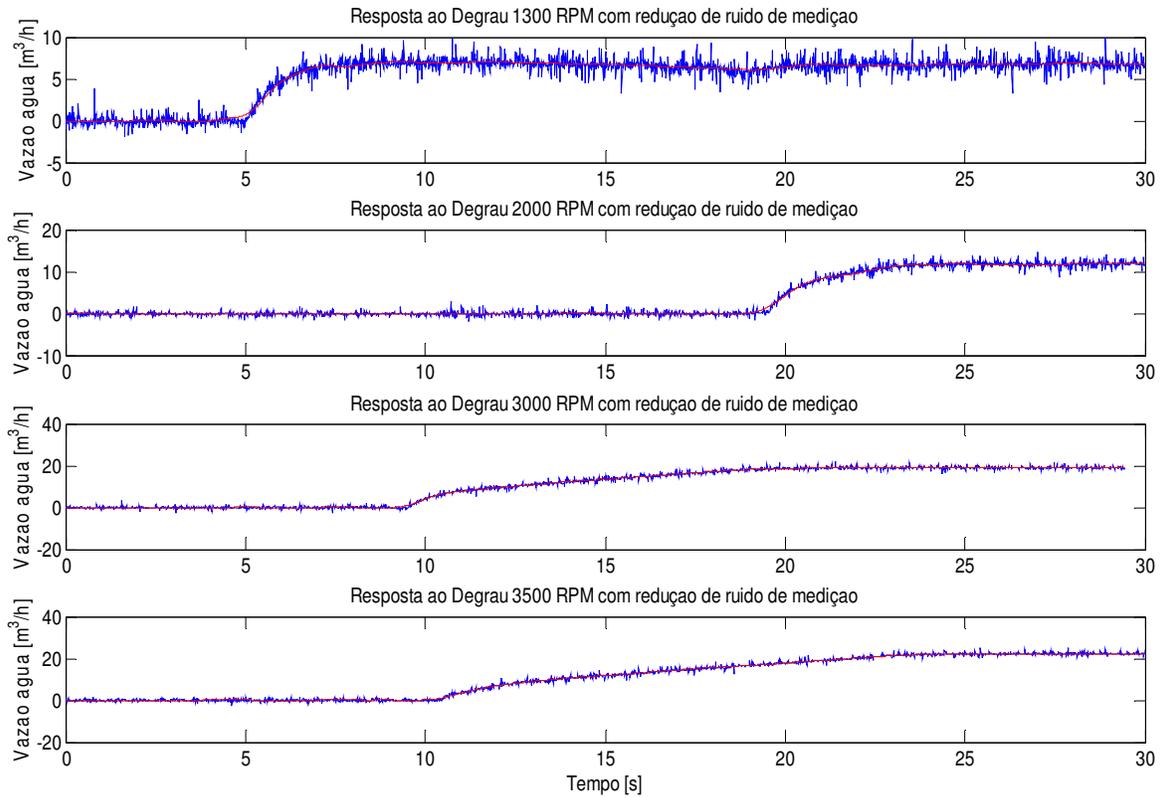


Figura 5.12. Resultados da aplicação ao degrau em escoamento de água.

O comportamento do conjunto apresenta a dinâmica típica de um sistema linear de 1ª ordem, baseando-se na dinâmica de um sistema linear é possível identificar os tempos de resposta do sistema para cada entrada. Percebe-se que quanto maior o degrau na rotação, maior o tempo de resposta. Aplicando este degrau (m³/s) na planta, obtém-se uma resposta conforme a Figura 5.13.

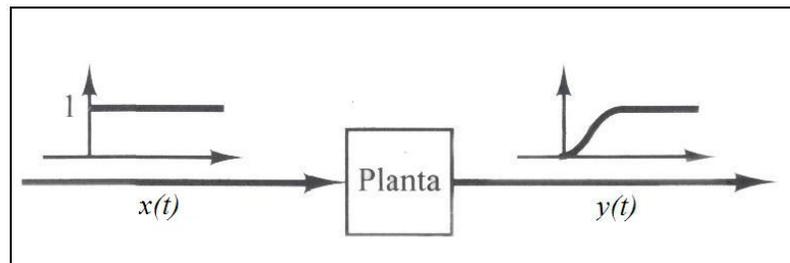


Figura 5.13. Resposta de um degrau unitário de uma planta (Ogata,1993).

Os resultados dos parâmetros da planta obtidos nos diferentes ensaios estão na Tabela 5.1.

Tabela 5.1: Resultados dos parâmetros da planta.

Rotação [rpm]	τ [s]	K_0 [m ³ /s]/[rad/s]
1300	1,82	$1,42 \times 10^{-5}$
2000	1,77	$1,57 \times 10^{-5}$
3000	4,5	$1,68 \times 10^{-5}$
3500	6,4	$1,68 \times 10^{-5}$

Para a faixa de operação desejada, adota-se o fator de amortecimento $\xi = 0,5$, conforme Figura 4.7, assegurando que o máximo sobre-sinal da resposta do sistema não excederá 20%, mantendo a vazão do sistema na faixa admitida para leitura que é de $6,389 \times 10^{-3}$ m³/s (23 m³/h), que corresponde a rotação máxima (3500 RPM) permitida para o motor. Definindo-se tempo de resposta do sistema em 2s, e adotando o critério de erro de 2%, tem-se:

$$T_{e2\%} = \frac{4}{\xi \omega_n} = 2s \quad (5.1)$$

Desta forma, a frequência natural da resposta do sistema em malha-fechada, será de $\omega_n = 4$ rad/s, obtendo uma resposta rápida (valores de ω_n elevados). E finalmente, os parâmetros do controlador PI, K_p e K_i são calculados através da equação (4.30) e listados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2: Valores para o projeto do controlador.

Rotação [rpm]	K_p	K_i
1300	$4,4225 \times 10^5$	$20,5074 \times 10^5$
2000	$3,8726 \times 10^5$	$18,0382 \times 10^5$
3000	$10,1190 \times 10^5$	$42,8571 \times 10^5$
3500	$14,6428 \times 10^5$	$60,9524 \times 10^5$

Note que os parâmetros do controlador PI devem ser ajustados de acordo com o *set-point* da vazão de água escolhido. Na prática, os parâmetros do controlador PI devem ser ainda ajustados heurísticamente para a operação no sistema real, devido à presença de não-linearidades e de interação entre as variáveis do sistema. A Figura 5.14 apresenta as respostas ao degrau dos

sistemas em malha-fechada, ou realimentados com os seus respectivos controladores PI projetados.

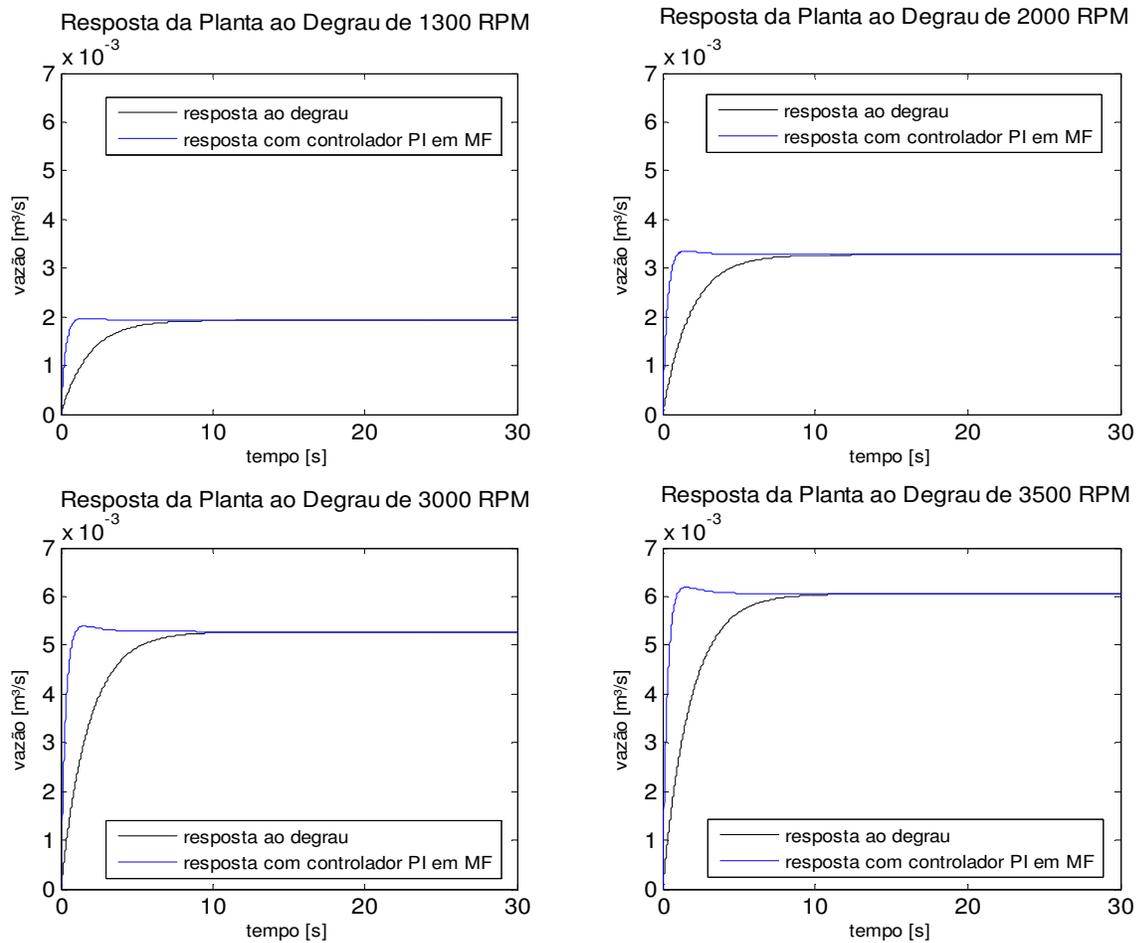


Figura 5.14. Gráficos da resposta ao degrau com os parâmetros do Controlador PI encontrados pelo método de comparação de uma FT de segunda ordem

Analisando os gráficos da Figura 5.14, nota-se que as respostas ao degrau para todos os valores de rotação, são amortecidas e rápidas, e ainda, apresentam um sobre-sinal pequeno.

5.5.2. Curva do sistema de alimentação de água (“pseudo-bomba”)

As condições de operação são determinadas através de ensaios experimentais no circuito, nos quais as curvas do sistema de alimentação de água (bomba + válvulas + perdas na linha de entrada, aqui denominadas sinteticamente como “pseudo-bomba”) são obtidas para diversas rotações, visando à representação da curva característica equivalente e determinação de seus coeficientes conforme a equação (4.12). A Figura 5.15 mostra as curvas obtidas nesses ensaios experimentais.

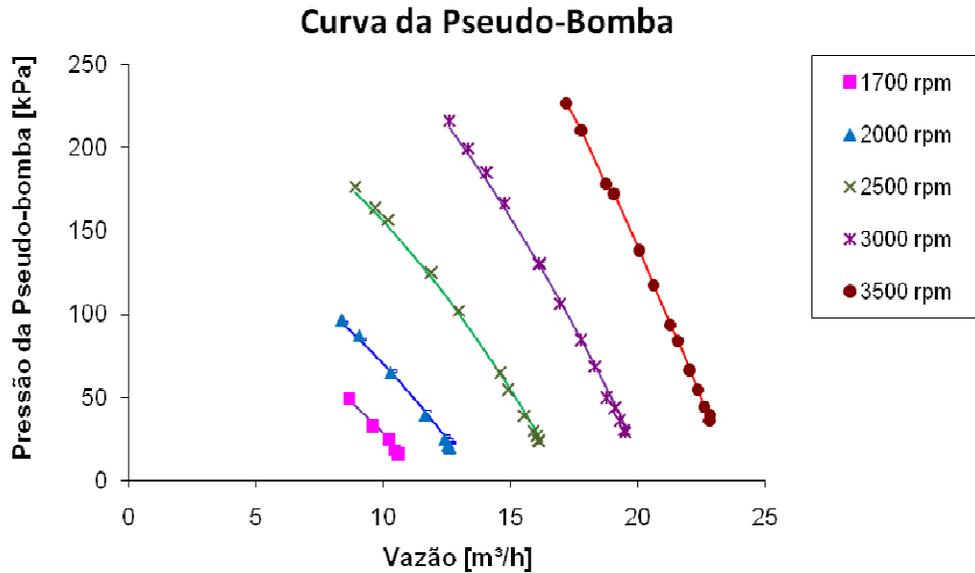


Figura 5.15. Curvas da bomba a diferentes rotações obtidas nos ensaios experimentais.

Os coeficientes adimensionais foram obtidos por análise de similaridade dessas curvas, desta forma, tem-se que: $b_1 = -8,955 \cdot 10^3$, $b_2 = -3,569$ e $b_3 = 0,1185$. Logo, a equação (4.12), que representa a pseudo-bomba pode ser reescrita como:

$$\Delta P_{in} = -8,955 \cdot 10^3 \frac{\rho_w Q_w^2}{d_r^4} - 3,569 \frac{\rho_w N_w Q_w}{d_r} + 0,1185 \rho_w N_w^2 d_r^2 \quad (5.2)$$

5.5.3. Pressão na entrada da linha do *core-flow*

Os resultados dos experimentos para obter a perda de carga da linha do *core-flow* são mostrados na Figura 5.16. Comparando estes resultados com as curvas teóricas utilizando os parâmetros de Blasius, recomendados para tubos lisos e limpos ($b = 0,079$ e $n = 0,25$), mostradas na Figura 5.17, observamos que tanto as curvas experimentais quanto as teóricas apresentam comportamento semelhante, porém quanto maior a vazão de óleo maior a divergência entre as curvas. Conforme se aumenta a vazão de óleo, maior será o núcleo de óleo, isto é, maior o espaço ocupado com óleo na tubulação e menor a espessura do anel de água. Desta forma, a mesma vazão de água escoar por um espaço menor, aumentando a velocidade superficial da água e, conseqüentemente, aumentando a perda de carga do sistema.

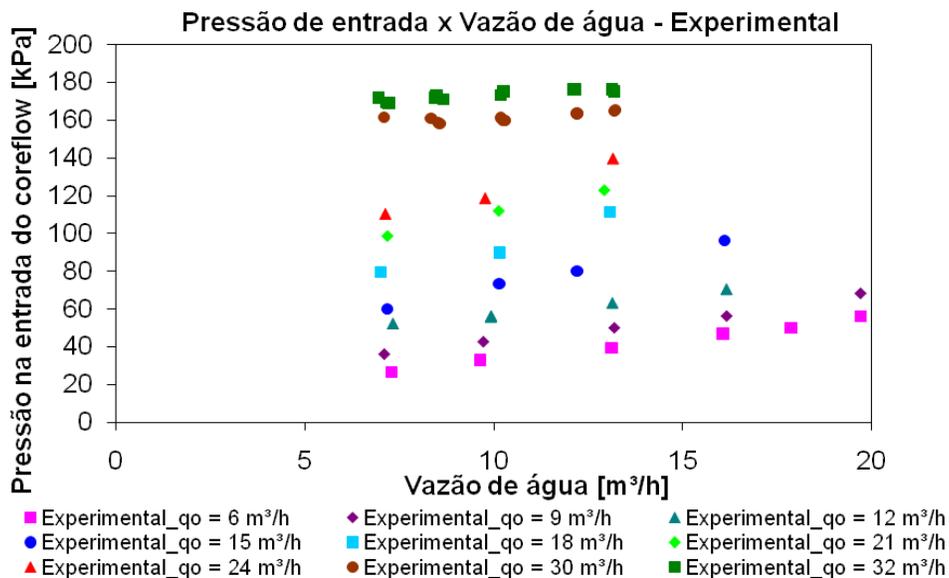


Figura 5.16. Perda de carga experimental para diversas vazões de óleo.

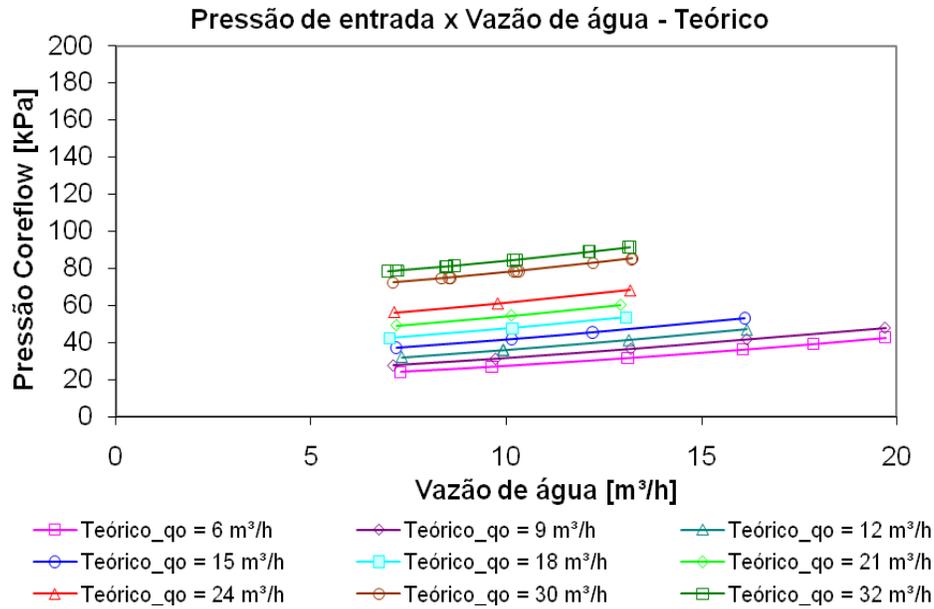


Figura 5.17. Perda de carga teórica para diferentes vazões de óleo.

Visto que os parâmetros de Blasius não correspondem à prática, foi realizado um ajuste do parâmetro b a partir dos dados experimentais da perda de carga, minimizando o total da variância relativa. Fixando o valor de $n = 0,25$ (exponente de Blasius) e considerando b dependente da razão entre a vazão de óleo e a vazão de água, tem-se:

$$b = \underbrace{b_{ideal}}_{0,079} + k_1 \left(\frac{Q_o}{Q_w} \right)^{k_2} \quad (5.3)$$

onde b_{ideal} (0,079) o valor correspondente para um escoamento ideal, representado pelo parâmetro de Blasius. Este procedimento foi feito utilizando o software *Mathematica*, e os resultados encontrados foram:

$$k_1 = 0,079 \quad e \quad k_2 = 0,25$$

Assim, (5.4) é reescrita como:

$$b = \underbrace{0,079}_{b_{ideal}} + 0,079 \left(\frac{Q_o}{Q_w} \right)^{0,25} = \underbrace{0,079}_{b_{ideal}} \cdot \left[1 + \left(\frac{Q_o}{Q_w} \right)^{0,25} \right] \quad (5.4)$$

Substituindo (5.5), em termos de b_{ideal} , na equação da perda de carga na linha de *core-flow* (4.10), tem-se que:

$$\Delta P_{out} = \frac{2\rho_w L}{DA^2} \cdot b_{ideal} \cdot \left[1 + \left(\frac{Q_o}{Q_w} \right)^{0,25} \right] \cdot \left(\frac{4\rho_w}{\mu_w \pi D} \right)^{-n} \cdot Q_w^{-n} \cdot \left(\frac{Q_o}{s} + Q_w \right)^2 + \left(\rho_w - \frac{\rho_w - \rho_o}{1 + s \frac{Q_w}{Q_o}} \right) gh_{cf} \quad (5.5)$$

A Figura 5.18 apresenta as curvas do sistema para a equação (5.5).

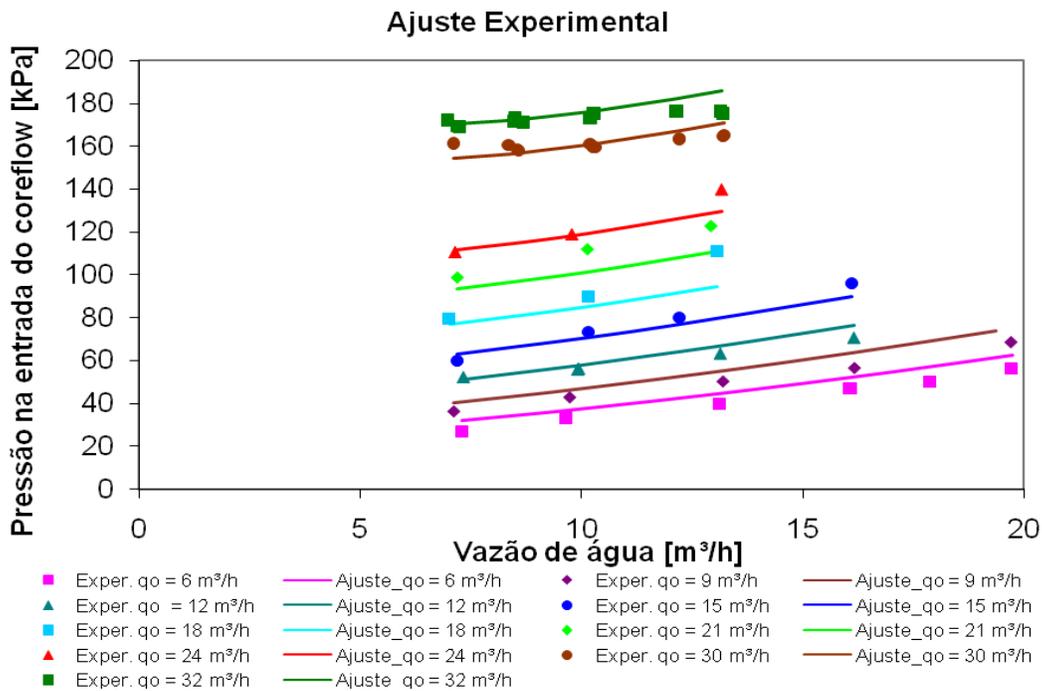


Figura 5.18. Perda de carga teórica para diferentes vazões de óleo.

Capítulo 6

Testes Comparativos entre os Controladores PI e *Fuzzy*

6.1 Simulação do sistema

Determinadas as equações diferenciais que descrevem o sistema *core-flow* (3.21), os parâmetros do controlador PI e o projeto do *fuzzy*, foi utilizado o simulador *Simulink*, disponível no programa do software MATLAB, para efetuar a validação da modelagem do sistema com os controladores projetados. Os sistemas de controle do PI e do *fuzzy* são apresentados nas Figuras 6.1 e 6.2 respectivamente, ambos sendo compostos de uma malha de realimentação para o controle vazão de água. No sistema de controle *fuzzy*, a perda de carga do sistema é monitorada. Os subsistemas apresentados no diagrama estão detalhados no Anexo B.

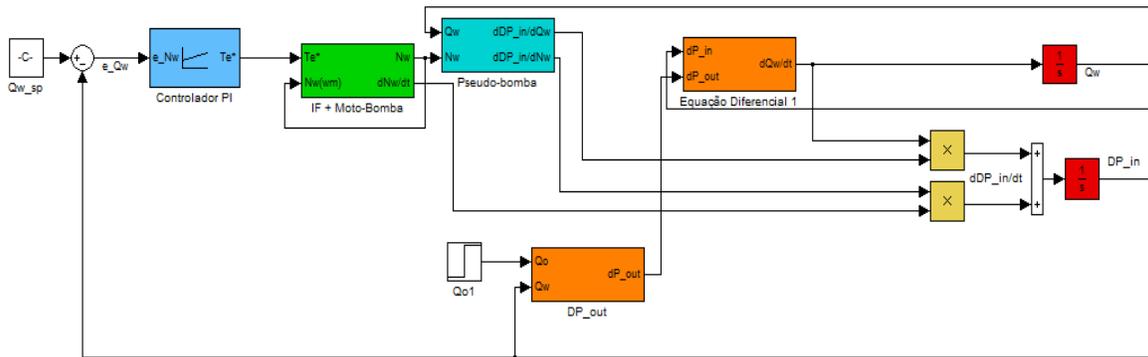


Figura 6.1. Diagrama em blocos do sistema de controle clássico PI implementado no *Simulink*.

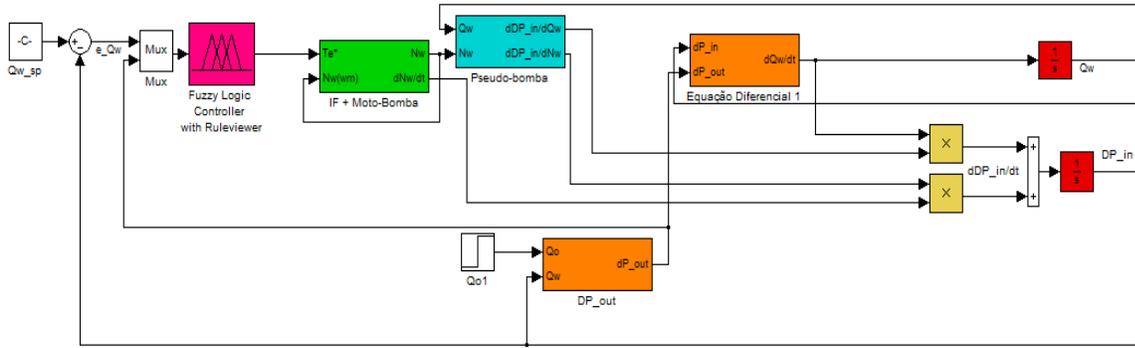


Figura 6.2. Diagrama em blocos do sistema CFM implementado no *Simulink*.

Na prática o sistema é acionado por um inversor de frequência, que produz uma corrente elétrica de eixo em quadratura (I_{qs}) adequada e, conseqüentemente, um torque elétrico adequado para garantir a rotação do conjunto moto-bomba (motor de indução + bomba centrífuga). O *set-point* da vazão de água (Q_{w_sp}) para o modo de operação previamente escolhido será comparado com a vazão de água do sistema durante a operação. Essa diferença será reajustada pelo controlador, que produzirá um comando de torque ao bloco inversor de frequência mais moto-bomba. O motor de indução é modelado por um bloco de uma máquina assíncrona, onde as características do motor utilizadas neste caso são: 15 HP, 220 V, 2 pólos, 60 Hz e fator de escorregamento de 1%.

O sinal da rotação do conjunto moto-bomba é enviada para atuação no bloco da dinâmica da pseudo-bomba, que representa a equação (4.13), com os parâmetros c_1 , c_2 e c_3 experimentais. Este subsistema representa a segunda equação da modelagem dinâmica do sistema *core-flow*.

O bloco equação diferencial 01, onde a saída é o diferencial da vazão em função do tempo representa a equação (4.11) e, descreve o comportamento hidrodinâmico do sistema *core-flow*. Deste modo, integrando-se a saída dQ_w/dt , encontra-se a vazão de água medida no sistema, a qual será comparada com a vazão desejada. O bloco identificado como “DP_out” representa a pressão corresponde à perda de carga na entrada da linha de *core-flow* até o separador, equação (4.10).

6.2 Resultados das simulações

Caso 1: O controle da rotação

Em um estudo inicial desenvolvido por Adachi (2008), foi proposto um controle da rotação da bomba de água visando manter a vazão de água adequada para a operação do escoamento em *core-flow*. O controle da rotação é estratégia muito utilizada na indústria bastando o monitoramento da rotação no eixo do motor, que pode ser facilmente obtido através de um sensor de velocidade do tipo encoder. Na Figura 6.3 são apresentados os resultados obtidos para regulação da rotação da bomba de água em termos da vazão, rotação e perda de carga da linha. Os parâmetros de simulação adotados foram: *set-point* para a rotação da bomba de água de 209,48 rad/s (2000 RPM) e vazão de óleo de $8,5 \cdot 10^{-3}$ m³/s (500 kg/min). No instante de tempo de 1s foi inserido um ganho na perda de carga, supondo uma deposição de óleo nas paredes da tubulação, ou então, por uma perturbação na vazão de óleo.

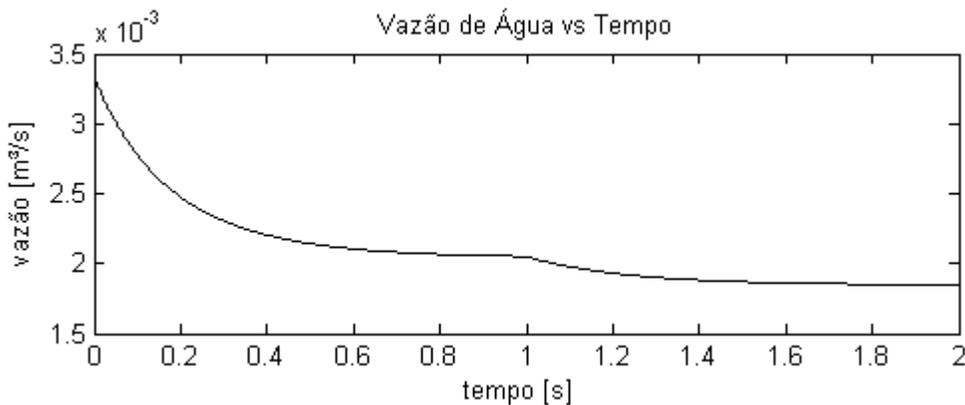


Figura 6.3a. Resposta da vazão de água do sistema *core-flow* para um sinal de entrada de 2000 RPM.

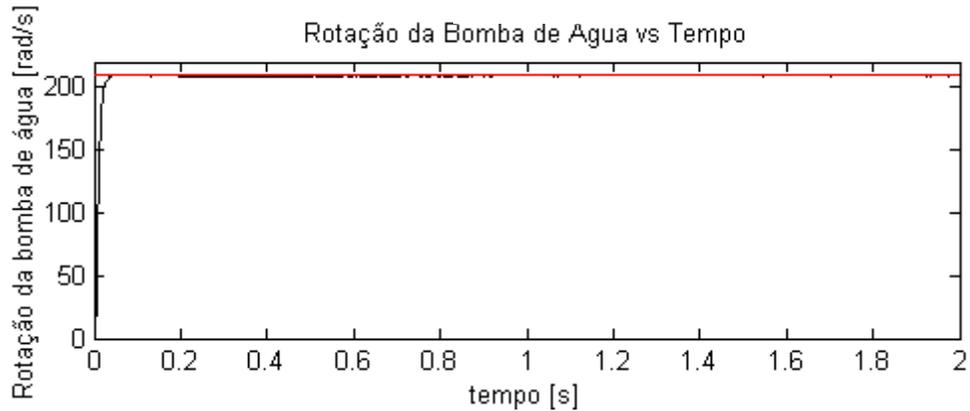


Figura 6.3b. Resposta da rotação da bomba de água do sistema *core-flow* para um sinal de entrada de 2000 RPM.

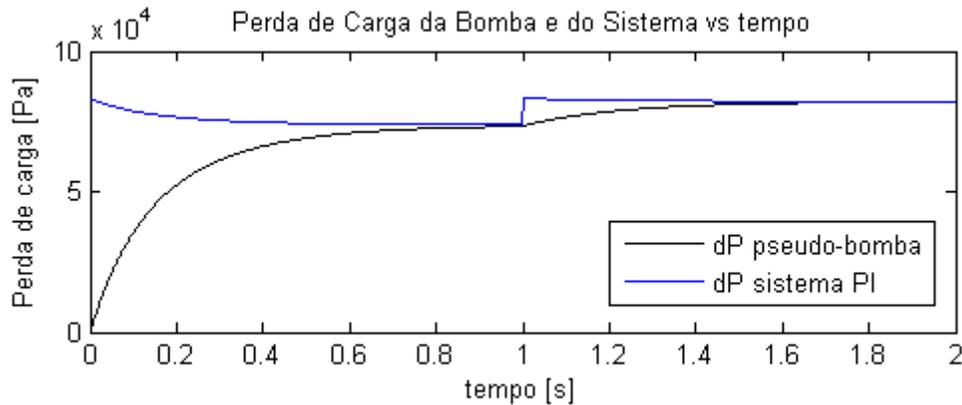


Figura 6.3c. Resposta da perda de carga do sistema *core-flow* para um sinal de entrada de 2000 RPM.

Nestes resultados, o erro na rotação de aproximadamente 1% é devido ao fator de escorregamento de 1% do motor de indução considerado na simulação. Essa diferença na rotação do *set-point* e a rotação na saída da bomba são causadas pelo fato de se estar usando uma máquina assíncrona, pois a frequência que o rotor gira não é a mesma da frequência da rede.

Pode ser observado nos gráficos da Figura 6.3 que o controle da rotação não é eficaz para o controle do escoamento *core-flow*, visto que mantendo-se a rotação da bomba de água constante, quando ocorre uma perturbação positiva na vazão de óleo, a pressão do sistema aumenta, conseqüentemente, a vazão de água diminui. Este comportamento pode se tornar crítico

quando a vazão de água estiver muito baixa e atingir o ponto de operação no qual uma pequena diminuição na vazão de água acarretará em um aumento expressivo da perda de carga, tornando o escoamento instável. Neste caso o controle da vazão de água do sistema é fundamental.

Caso 2: O controle da vazão

Para uma operação segura, a vazão de água não pode ultrapassar um limite inferior estabelecido ($7 \text{ m}^3/\text{h}$, devido à faixa de leitura do medidor de vazão). Portanto, a proposta de controle consiste em manter a vazão de água constante, alterando a rotação da bomba, conforme a perda de carga do sistema varia. Se houver incrustação na linha ou um acréscimo na vazão de óleo, haverá um aumento da perda de carga, e com isso a vazão de água diminuirá. O controlador, por sua vez, ajustará a vazão de água até o valor desejado pelo aumento da rotação da bomba.

Neste contexto, dois tipos de controladores foram testados para o controle da vazão de água do sistema *core-flow*. O primeiro tipo é o controle PI convencional e o segundo é o controle *fuzzy* Mamdani (CFM), ambos projetados no Capítulo 5. A vantagem do controlador *fuzzy* sobre o controlador PI é a possibilidade de monitorar a pressão de entrada da planta, sem a necessidade de modelo matemático adicional para o projeto, bastando o conhecimento da dinâmica da operação.

A seguir são comparados os resultados entre o controlador clássico PI e o *fuzzy*. Os parâmetros de simulação adotados foram: *set-point* da vazão de água $1,93 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ ($7 \text{ m}^3/\text{h}$), vazão de óleo de $8,5 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3/\text{s}$ ($30,5 \text{ m}^3/\text{h}$). No instante de tempo de 1,5 s, foi simulado um ganho de pressão ocasionado por uma variação no óleo de 10% (atingindo a vazão máxima do sistema de $33 \text{ m}^3/\text{h}$), para observar o comportamento do sistema. Estes resultados podem ser visto na Figura 6.4, que compara a vazão e a rotação da bomba de água em função do tempo, para os controladores PI e *fuzzy*. O tempo de acomodação após a partida da bomba foi muito parecido para os dois controladores, porém o PI apresenta uma resposta mais oscilatória do que o CFM.

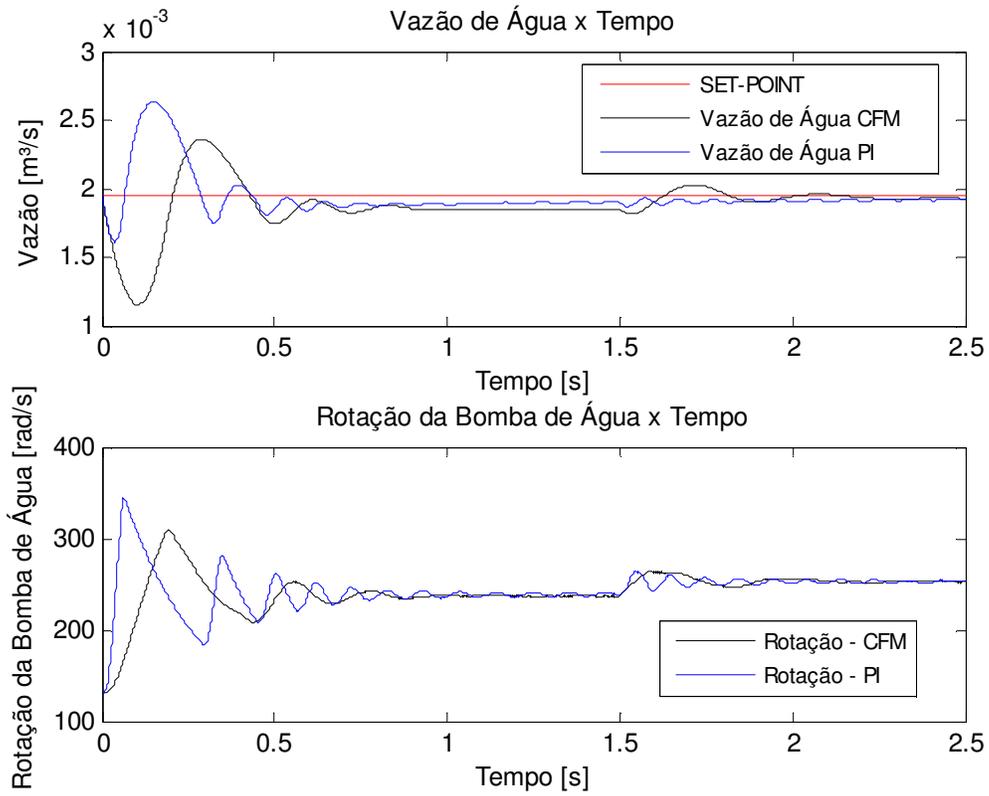


Figura 6.4. Resposta da vazão e da rotação para um sinal de entrada de $7 \text{ m}^3/\text{h}$ e vazão de óleo constante $30,5 \text{ m}^3/\text{h}$.

Na Figura 6.5 apresenta-se a perda de carga da linha de alimentação de água (pseudo-bomba) e a perda de carga da linha do *core-flow* em função do tempo resultantes do aumento de óleo na linha.

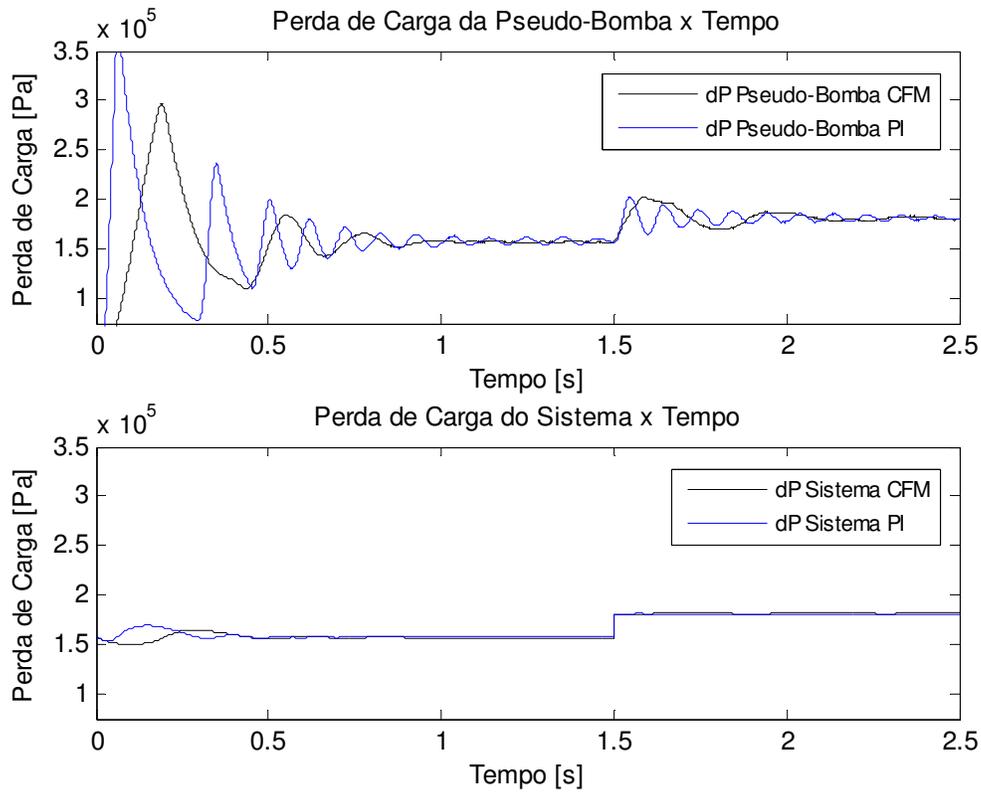


Figura 6.5. Resposta da perda de carga do sistema de alimentação de água (pseudo-bomba) e da linha de *core-flow*.

Com a Figura 6.6 pode-se avaliar o desempenho dos controladores, a partir da resposta do erro da vazão de água e pelo sinal de controle gerado, isto é, pelo torque elétrico. No caso do PI seria necessário uma reversão de torque para o motor, o que na prática não ocorre, por isso houve uma saturação inserida na simulação, através de um limitante inferior, e também, para não ultrapassar o limite de torque máximo do motor, foi inserido um limitante superior de 100 N.m. Já para o CFM é possível estabelecer a faixa adequada para o torque, isto porque, a faixa de torque do controlador *fuzzy* foi baseada nas simulações com o PI e ajustadas conforme necessário.

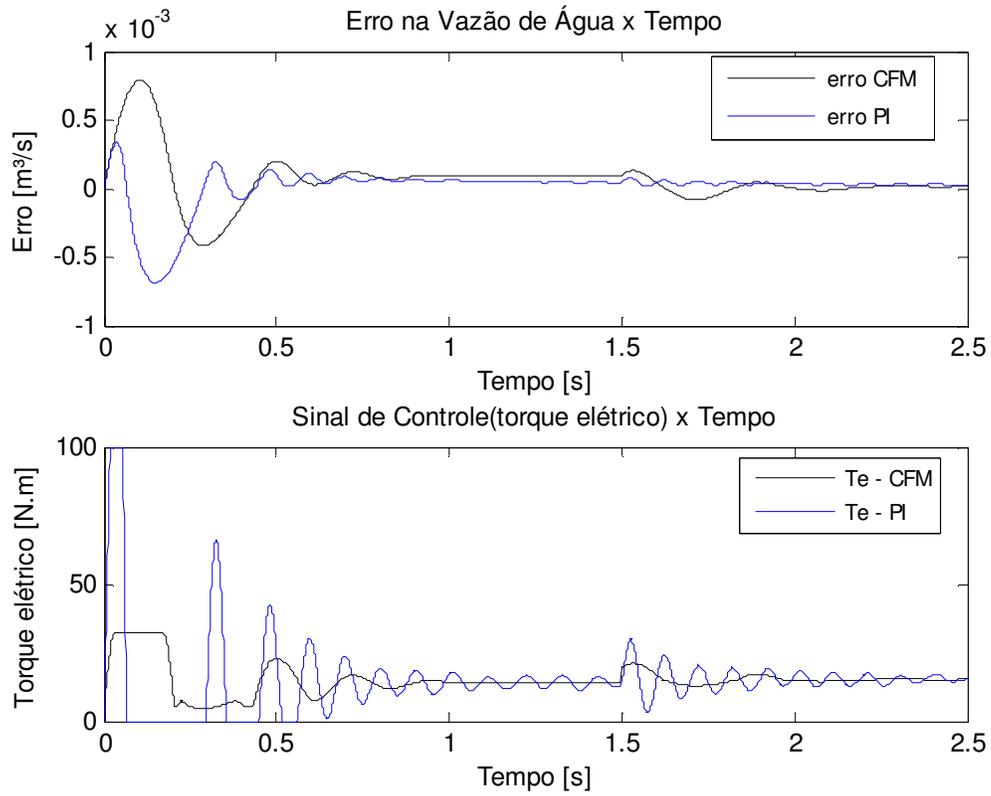


Figura 6.6. Desempenho dos controladores.

Na comparação entre os controladores, o *fuzzy* apresenta melhor resposta que o PI, já que possui menos oscilações para o mesmo tempo de resposta, e também, porque trabalha em uma faixa de torque adequada com a prática, podendo ser empregada sem grandes problemas.

Capítulo 7

Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

Este trabalho é um projeto inicial para o controle do escoamento anular óleo pesado-água através da regulação da vazão de água, mantendo-se a vazão de óleo constante. Foram realizados estudos experimentais e teóricos sobre a modelagem dinâmica da perda de carga de um circuito *core-flow* em função da vazão de água do escoamento, sendo a modelagem validada através de técnicas de controle empregadas na indústria atuando na vazão da bomba de água, garantindo, assim que o escoamento se mantenha em regime anular e seja operado com segurança.

As condições de operação do sistema foram levantadas através de ensaios experimentais no circuito de *core-flow* do LABPETRO na UNICAMP. Compararam-se as curvas experimentais obtidas com a teoria, constatando que apesar do comportamento semelhante, os valores da perda de carga das curvas experimentais, para as mesmas vazões, eram maiores do que o obtido na teoria. Isto acontece porque a equação utilizada no modelo considera a tubulação como, lisa e limpa, o que não ocorre na prática. Visto que depois de várias seções de testes a altas vazões de água, o óleo que se desprendia do núcleo e se dispersava na água, incrustando nas paredes da tubulação, aumentando assim a perda de carga do sistema. Sendo, por isso, necessário um ajuste para a equação da perda de carga do sistema, baseado em dados experimentais.

Para o atual trabalho, o objetivo de controle da vazão de água foi contemplado, contudo, diante das circunstâncias experimentais e simuladas. O controlador baseado em lógica *fuzzy* a apresentou melhores resultados em relação ao PI, obtendo resposta mais rápida e com poucas oscilações. Adicionalmente, vê-se a necessidade de incluir a variação temporal da vazão de óleo, que neste trabalho foi considerada constante, tornando o controle mais adequado para as situações adversas que possam ocorrer.

Tendo em vista novas contribuições, são apresentadas algumas propostas para trabalhos futuros com base nos resultados obtidos deste trabalho:

- Implementar na prática o controle da vazão de água, isto é, fazer a validação experimental do sistema de controle desenvolvido;
- Incluir a variação da vazão de óleo e o controle desta no sistema;
- Projetar um sistema de controle da razão água-óleo, tornando os *set-points* de vazão de água e de óleo ajustáveis, necessitando de um nível adicional de controle (que pode ser um controle neural).
- Projetar um sistema de controle coordenado a partir da regulação das vazões de óleo e de água e da pressão do sistema.

Referências Bibliográficas

ADACHI, V. Y. *Projeto de um Sistema de Controle para o Escoamento Anular Água-Óleo em Core-flow*. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003, 62 p. Trabalho final de graduação.

ARNEY, M. S., BAI, R., GUEVARA, E., JOSEPH, D. D., LIU, K., Friction factor and holdup studies for lubricated pipelining – I Experiments and correlations, *Int. J. of Multiphase Flow* v.19, n.6, pp 1061-1076, 1993.

ARRIFANO, N. S. D. *Uma Abordagem Fuzzy para a Estabilização de uma Classe de Sistemas Não-Lineares com Saltos Markovianos*, São Carlos: Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade de São Paulo, 2004. 113 p. Tese (Doutorado).

ARRIFANO, N. S. D. São Carlos: Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade de São Paulo, 2004b. 113 p. Tese (Pós-Doutorado).

BANNWART, A.C. Modeling aspects of oil-water core-annular flows. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 32 (2-4), pp. 127-143, 2001.

BANNWART, A.C., VANEGAS PRADA, J.W. Production of Heavy Oil Via Core Flow. In: SPE LATIN AMERICA AND CARIBBEAN PETROLEUM ENGINEERING CONFERENCE, Caracas, Venezuela, 21-23 April 1999.

BARBOSA, A. *Efeitos Transientes na Perda de Carga no Escoamento Óleo Pesado – Água em Regime Anular em Duto Metálico*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2004. 102 p. Dissertação (Mestrado).

BOBOK, E., MAGYARI, D., UDVARDI, G. Heavy Oil Transport Through Lubricated Pipeline. SPE EUROPEAN PETROLEUM CONFERENCE, Milão, Itália, 1996.

CAMPOS, M. C. M. M., TEIXEIRA, H. C. G. *Controles Típicos de Equipamentos e Processos Industriais*. São Paulo: Editora Blucher, 2006, 396 p.

CHARLES, M. E. The Pipeline Flow of Capsules. Part II: Theoretical Analysis of the Concentric Flow of the Cylindrical Forms, *Can. J. Chem. Eng.*, v.41, p.46-51, 1963.

CHARLES, M. E., GOVIER, G. W., HODGSON, G. W. The Horizontal Pipeline Flow of Equal Density Oil-Water Mixtures, *Can. J. Chem. Eng.*, v.39, n.1, p.27-36, 1961.

CHEN, S., LIJIE, Y. Study on Technology of Mixing Active Water in Shanjjai Heavy Oil to Reduce Viscosity, INTERNATIONAL HEAVY OIL SIMPOSIUM, Calgary, Canada, 19-21 Junho, 1995.

COELHO, L. S., MARIANI, V. C. Sistema Híbrido Neuro-Evolutivo Aplicado ao Controle de um Processo Multivariável. *Revista Controle & Automação*, v.17, n.1, 2006.

DAWE, R. *Modern Petroleum Technology*, v.1. 2002.

FENG, J., HUANG, P. Y. e JOSEPH, D. D. Dynamic Simulation of the Motion of Capsules in Pipelines. *Journal of Fluid Mechanics*, 1995, Vol. 286, p. 201-227.

HERNANDEZ RODRIGUEZ, O. M. Forma da Interface e Gradiente de Pressão no Padrão Líquido-Líquido Anular Vertical Ascendente. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2002, 239 p. Tese (Doutorado).

HAALAND, S. E., Simple and Explicit Formulas for the Friction Factor in Turbulent Pipe Flow. *J. Fluids Eng.* Março, 1983, p. 89-90.

JOSEPH, D. D., RENARDY, Y.Y. *Fundamentals of Two-Fluid Dynamics Part II: Lubricated Transport, Drops and Miscible Liquids*. v.2, Springer-Verlag, 1992. Cap. 5: Introduction to Lubricated Pipelining, p. 1-16.

LIMA, F. L. *Estratégia de Escalonamento de Controladores PID Baseado em Regras Fuzzy para Redes Industriais Foundation Fieldbus Usando Blocos Padrões*, Natal, Departamento de Engenharia Elétrica, Universidade de Rio Grande do Norte, 2004. 57 p. Dissertação (Mestrado).

OBREGÓN VARA, R.M. *Hidrodinâmica do escoamento bifásico óleo pesado – água em um tubo horizontal*, Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001. 140 p. Dissertação (Mestrado).

OGATA, K. *Engenharia de Controle Moderno*. São Paulo: Pearson Prentice Hall, 2003, 788 p.

OLIEMANS, R. V. A., OOMS, G., WU, H. L., DUIJVESTIJN, A. Core Annular Oil-Water Flow: the Turbulent Lubricating Film Model and Measurements in a 5 cm Pipe Loop, *International Journal of Multiphase Flow*, v.13, n.1, p.23-31, 1987.

OOMS, G., VAN DER WEES, A. J., MEERHOFF, R., OLIEMANS, R. V. A. A theoretical model for core-annular flow of a very viscous oil core and a water annulus through a horizontal pipe. *International Journal of Multiphase Flow*, v.10, n.1, p.41-60, 1984.

PUTSTYLNİK, L., BARNEA, D., and TAITEL, Y., Prediction of Two-Phase Flow Distribution in Parallel Pipes using Stability Analysis, *AIChE Journal*, v. 52, n.10, 2006.

REZENDE, S. O. *Sistemas Inteligentes: Fundamentos e Aplicações*. 2ª ed. Barueri: Manole, 2003. Cap. 7: Sistemas *fuzzy*, p. 169-201.

ROMEIRO, T. L., MORENO, R. B. Z. L. Campos de Óleo Pesado – Como Escolher um Método de Recuperação Viável? IBP1411_06. In: RIO OIL AND GAS EXPO AND CONFERENCE, 2006.

RUSSEL, T. W. F., CHARLES, M. E. The Effect of the Less Viscous Liquid in the Laminar Flow of Two-Immiscible Liquids, *Can. J. Chem. Eng.* v.37, n.1, p.18-24, Fevereiro 1959.

RUSSEL, T. W. F., HODGSON, G. W., GOVIER, G. W. Horizontal Pipeline Flow of Mixtures of Oil and Water, *Can. J. Chem. Eng.* v.37, n.1, p.9-17, Fevereiro 1959.

SANTOS, R. G. *Molhabilidade de Superfícies de Oleodutos no Transporte de Óleos Pesados em Sistemas de Fluxo Lubrificado Óleo-Água*. Campinas: Faculdade de Engenharia Química, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 105p. Dissertação (Mestrado).

SIMÕES, M. G. S., SHAW, I. *Controle e modelagem fuzzy*. São Paulo: Edgard Blücher, 2007, 186 p.

SPANDRI, R. Sintonia de Controladores Regulatórios, *Boletim Técnico Petrobras*, v.46(3/4), p.383-410, Julho/Dezembro 2003.

TREVISAN, F. E., *Padrões de Fluxo e Perda de Carga em Escoamento Trifásico Horizontal de Óleo Pesado, Água e Ar*. Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003, 70 p. Dissertação (Mestrado).

TREVISAN, O. V., FRANÇA, F. A., LISBOA, A. C. L. Heavy Oil Production in *Offshore* Fields: A Technology Development Program Devised for Brazil. IBP1196_06. In: RIO OIL AND GAS EXPO AND CONFERENCE, 2006.

TRINDADE, W. L., BRANCO, C. C. M. The *Offshore* Heavy Oil Development Challenges in Brazil. In: SPE LATIN AMERICA AND CARIBBEAN PETROLEUM ENGINEERING CONFERENCE, Rio de Janeiro, Brasil, 20-23 Junho, 2005. .

VANEGAS PRADA, J.W. *Estudo Experimental do Escoamento Anular Óleo-Água (“Core Flow”)* na Elevação de Óleos Ultra-viscosos, Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1998. 184 p. Dissertação (mestrado).

VANEGAS PRADA, J.W., BANNWART, A.C. Modeling of vertical core annular flows and application to heavy oil production. ETCE2000 & OMAE2000 JOINT CONFERENCE, CD-ROM. Fevereiro 14-17 2000, New Orleans, LA.

VISSER, R. C. *Offshore* Production of Heavy Oil. Journal of Petroleum Technology, vol. 41, n. 1, p. 67-70, janeiro 1989.

WANG, Y., GUO, G., HILL, D. J. Robust Decentralized Nonlinear Controller Design for Multimachine Power Systems. Automatica, v.33, n.9, p.1725-1733.

WHITE, F.W. Mecânica dos fluidos. Rio de Janeiro: McGraw-Hill do Brasil, 2002. Cap. 5: Escoamento Viscoso em Dutos, p. 229-299.

YAGHI, B. A., AL-BEMANI, A. Heavy Crude Oil Viscosity Reduction for Pipeline Transportation, *Energy Sources* [s.1], v.24, n.2, p. 93-102, fevereiro 2002.

Anexo A

A Tabela A.1 contém os dados experimentais das curvas da pseudo-bomba da Figura 5.15.

Tabela A.1: Dados experimentais da curva de pressão da pseudo-bomba.

1300 rpm			
Pressão [kPa]	Pressão [Pa]	Vazão de água [m ³ /s]	Vazão de água [m ³ /h]
16,43	16433,25	0,00208	7,49
14,28	14275,22	0,00217	7,82
14,38	14380,00	0,00218	7,84
13,83	13830,00	0,00218	7,85
1700 rpm			
Pressão <i>core-flow</i> [kPa]	Pressão <i>core-flow</i> [Pa]	Vazão de água [m ³ /h]	Vazão de água [m ³ /s]
15,68	15676,344	10,62	0,00295
15,45	15447,868	10,59	0,00294
15,89	15894,312	10,58	0,00294
17,90	17903,233	10,45	0,00290
24,65	24647,115	10,23	0,00284
32,82	32819,461	9,58	0,00266
48,60	48598,707	8,68	0,00241
2000 rpm			
Pressão [kPa]	Pressão [Pa]	Vazão de água [m ³ /h]	Vazão de água [m ³ /s]
21,00	21000,369	12,54	0,00348
20,23	20228,022	12,62	0,00351
19,58	19583,736	12,61	0,00350
20,31	20308,982	12,59	0,00350
24,38	24380,815	12,42	0,00345
39,36	39357,886	11,65	0,00324
64,67	64667,760	10,30	0,00286
86,72	86724,635	9,07	0,00252
96,23	96233,465	8,38	0,00233

2500 rpm			
Pressão [kPa]	Pressão [Pa]	Vazão de água [m³/h]	Vazão de água [m³/s]
23,22693	23226,93	16,106	0,00447
23,58342	23583,42	16,102	0,00447
26,42536	26425,36	16,023	0,00445
29,39528	29395,28	15,899	0,00442
38,67030	38670,30	15,533	0,00431
54,27112	54271,12	14,905	0,00414
64,52627	64526,27	14,586	0,00405
101,67447	101674,47	12,955	0,00360
124,37935	124379,35	11,863	0,00330
156,04394	156043,94	10,172	0,00283
163,45284	163452,84	9,677	0,00269
175,85539	175855,39	8,899	0,00247
3000 rpm			
Pressão [kPa]	Pressão [Pa]	Vazão de água [m³/h]	Vazão de água [m³/s]
28,79	28785,695	19,50	0,00542
30,20	30195,161	19,48	0,00541
35,93	35929,849	19,31	0,00536
43,39	43391,011	19,10	0,00530
49,35	49353,507	18,78	0,00522
68,13	68125,054	18,31	0,00509
84,29	84285,709	17,77	0,00493
105,74	105739,078	16,94	0,00471
130,55	130545,446	16,13	0,00448
129,78	129783,749	16,13	0,00448
166,41	166414,995	14,75	0,00410
184,90	184895,820	14,04	0,00390
199,44	199436,706	13,33	0,00370
215,79	215791,850	12,59	0,00350
3500 rpm			
Pressão [kPa]	Pressão [Pa]	Vazão de água [m³/h]	Vazão de água [m³/s]
226,09	226094,064	17,21	0,00478
209,80	209795,819	17,79	0,00494
177,76	177761,330	18,75	0,00521
172,08	172082,848	19,06	0,00529
137,86	137859,125	20,06	0,00557
117,25	117246,121	20,62	0,00573
93,34	93342,962	21,28	0,00591
83,79	83792,200	21,57	0,00599

66,33	66334,980	22,04	0,00612
54,38	54380,133	22,35	0,00621
44,10	44096,448	22,62	0,00628
36,16	36156,196	22,81	0,00634
39,34	39336,286	22,83	0,00634

A Tabela A.2 contém os dados experimentais e teóricos das curvas da perda de carga do sistema *core-flow* mostrados nas Figuras 5.16 e 5.17.

Tabela A.2: Dados experimentais e teóricos da perda de carga no circuito *core-flow*.

Qo = 6 m³/h		
Experimental	Teórica	Vazão de água [m³/h]
Pressão [kPa]	Pressão [kPa]	
26,94	25,59	7,30
33,28	29,13	9,64
39,79	35,22	13,11
47,04	41,12	16,06
50,21	45,05	17,87
56,22	49,38	19,70
Qo = 9 m³/h		
Experimental	Teórica	Vazão de água [m³/h]
Pressão [kPa]	Pressão [kPa]	
36,14	30,34	7,10
42,74	34,83	9,72
50,18	41,65	13,19
56,49	48,22	16,16
68,57	56,04	19,70
Qo = 12 m³/h		
Experimental	Teórica	Vazão de água [m³/h]
Pressão [kPa]	Pressão [kPa]	
52,29	36,10	7,33
56,38	41,04	9,93
55,89	41,01	9,92
63,43	47,91	13,14
70,85	55,10	16,16
Qo = 15 m³/h		
Experimental	Teórica	Vazão de água [m³/h]
Pressão [kPa]	Pressão [kPa]	
60,32	42,37	7,19
73,52	48,42	10,14
80,27	53,10	12,20
96,15	62,89	16,10
Qo = 18 m³/h		
Experimental	Teórica	Vazão de água [m³/h]
Pressão [kPa]	Pressão [kPa]	

79,79	49,42	7,01
90,00	56,20	10,15
111,21	63,37	13,07
Qo = 21 m³/h		
Experimental	Teórica	Vazão de água [m³/h]
Pressão [kPa]	Pressão [kPa]	
98,87	58,06	7,19
112,00	64,72	10,13
122,80	71,91	12,91
Qo = 24 m³/h		
Experimental	Teórica	Vazão de água [m³/h]
Pressão [kPa]	Pressão [kPa]	
110,49	67,07	7,12
118,84	73,19	9,77
139,81	82,29	13,16
Qo = 30 m³/h		
Experimental	Teórica	Vazão de água [m³/h]
Pressão [kPa]	Pressão [kPa]	
161,53	87,96	7,10
160,83	90,73	8,34
158,90	91,19	8,53
158,28	91,28	8,57
161,29	95,40	10,19
159,71	95,58	10,25
159,70	95,72	10,30
163,80	101,10	12,20
163,49	101,10	12,20
165,04	104,07	13,19
165,43	104,15	13,22
Qo = 32 m³/h		
Experimental	Teórica	Vazão de água [m³/h]
Pressão [kPa]	Pressão [kPa]	
172,15	95,45	6,96
169,24	95,99	7,23
169,52	96,00	7,17
171,89	98,74	8,46
173,13	98,80	8,48
171,21	99,26	8,67
173,36	103,15	10,18
175,20	103,37	10,26
176,29	108,66	12,11
176,36	108,74	12,13
176,37	111,77	13,13
175,16	111,93	13,18

Anexo B

Nesta seção são mostrados em detalhes os subsistemas da malha de controle utilizada para a simulação dos controladores PI e *fuzzy*. A Figura B.1 detalha o motor de indução, que é modelado por um bloco de uma máquina assíncrona.

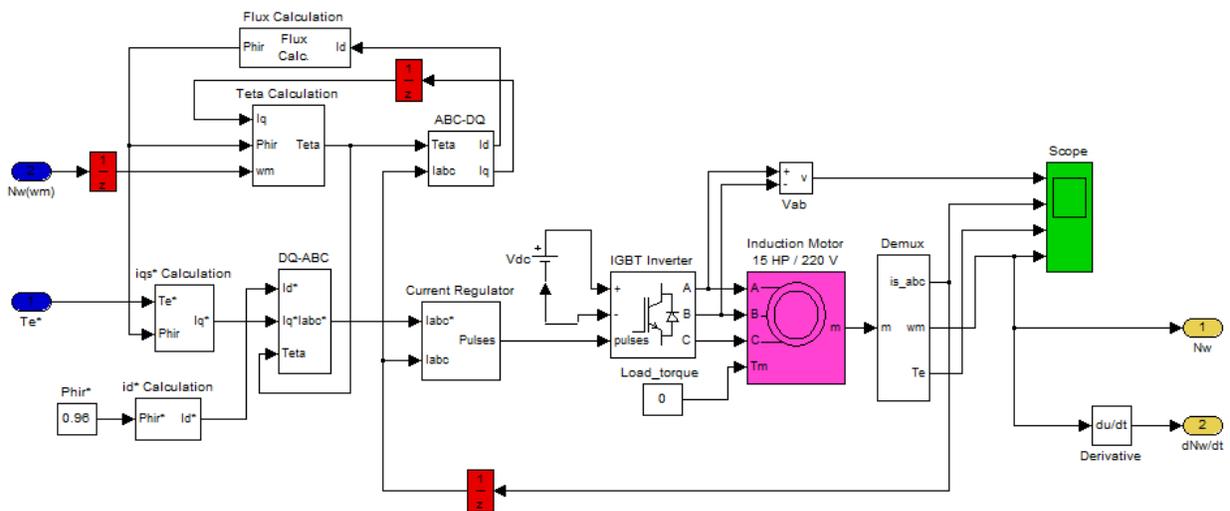


Figura B.1. Subsistema que representa motor de indução.

Na Figura B.2 é apresentado o bloco que representa a dinâmica da pseudo-bomba, equação (4.13).

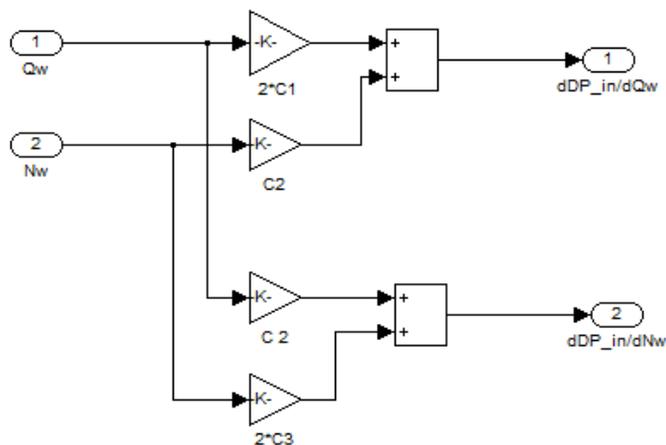


Figura B.2. Subistema que representa uma das equações da modelagem dinâmica da pseudo-bomba, equação (4.13).

O comportamento hidrodinâmico do sistema *core-flow* é representado pelo subistema mostrado na Figura B.3.

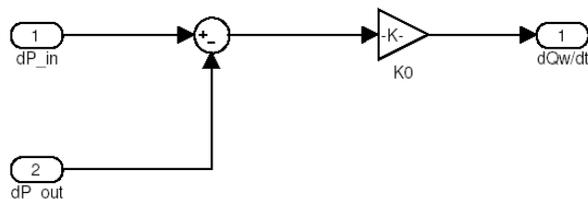


Figura B.3. Subistema que representa uma das equações da modelagem dinâmica do sistema *core-flow*, equação (4.11).

E finalmente, a perda de carga na entrada da linha de *core-flow* até o separador, equação (4.10), e está ilustrado na Figura B.4, Nota-se que a perda de carga foi separada em dois subistemas correspondentes a perda de carga por atrito e gravitacional, detalhados nas Figuras B.5 e B.6, respectivamente.

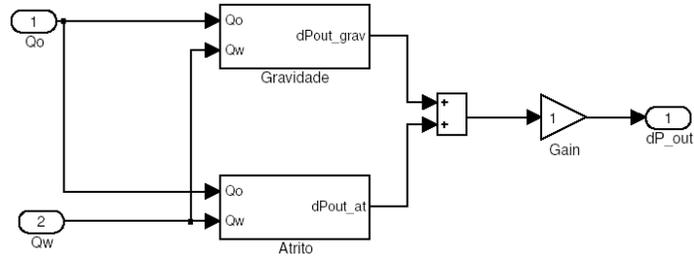


Figura B.4. Subsistema que representa a perda de carga na linha de *core-flow*, equação (4.10).

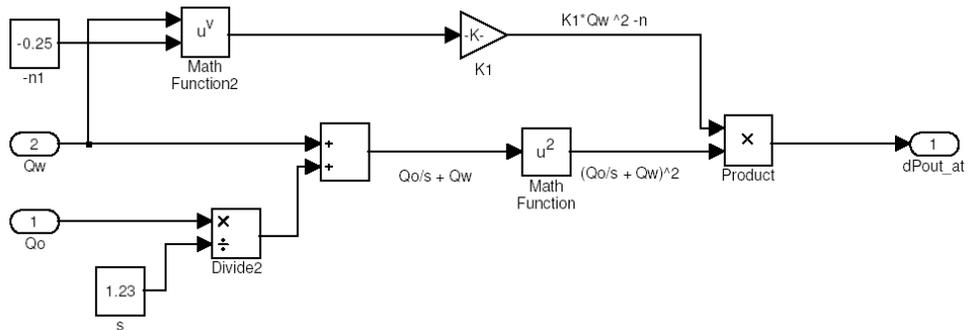


Figura B.5. Subsistema que representa a perda de carga por atrito na linha de *core-flow*, primeiro termo da equação (4.10).

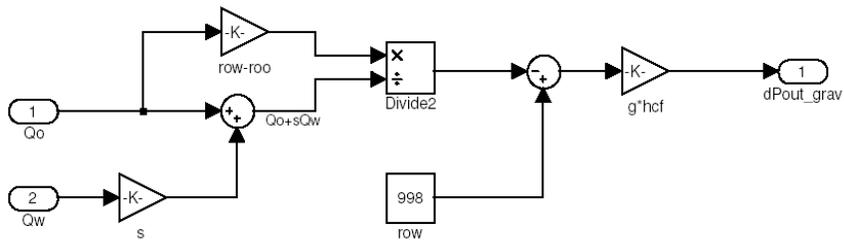


Figura B.6. Subsistema que representa a perda de carga gravitacional na linha de *core-flow*, segundo termo da equação (4.10).