

**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
E DE MATERIAIS**

RODRIGO SEIJI MITISHITA

**AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DA TRANSMISSÃO DE PRESSÃO EM
TUBULAÇÕES PREENCHIDAS POR FLUIDOS VISCOPLÁSTICOS**

DISSERTAÇÃO

CURITIBA

2017

RODRIGO SEIJI MITISHITA

**AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DA TRANSMISSÃO DE PRESSÃO EM
TUBULAÇÕES PREENCHIDAS POR FLUIDOS VISCOPLÁSTICOS**

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais da Universidade Tecnológica Federal do Paraná como requisito parcial para obtenção do título de “Mestre em Engenharia” – Área de Concentração: Engenharia Térmica.

Orientador: Prof. Cezar Otaviano Ribeiro Negrão,
Ph.D.

CURITIBA

2017

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação

M684a Mitishita, Rodrigo Seiji
2017 Avaliação experimental da transmissão de pressão em
tubulações preenchidas por fluidos viscoplásticos
/ Rodrigo Seiji Mitishita.-- 2017.
184 f.: il.; 30 cm.

Texto em português, com resumo em inglês.
Dissertação (Mestrado) - Universidade Tecnológica
Federal do Paraná. Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica e de Materiais, Curitiba, 2017.
Bibliografia: p. 130-135.

1. Engenharia mecânica - Dissertações. 2. Engenharia
térmica. 3. Materiais viscoelásticos. 4. Viscosidade.
5. Mecânica dos fluidos. 6. Poços de petróleo - Perfuração.
7. Modelos matemáticos. 8. Métodos de simulação.
9. Pressão - Transmissão. 10. Fluidos não-newtonianos.
I. Negrão, Cezar Otaviano Ribeiro. II. Universidade
Tecnológica Federal do Paraná - Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Mecânica e de Materiais. III. Título.

CDD: Ed. 22 -- 620.1

TERMO DE APROVAÇÃO

Rodrigo Seiji Mitishita

AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DA TRANSMISSÃO DE PRESSÃO EM TUBULAÇÕES PREENCHIDAS POR FLUIDOS VISCOPLÁSTICOS

Esta Dissertação foi julgada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração em Engenharia Térmica, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais.

Prof. Paulo César Borges, Dr.

Coordenador do Programa

Banca Examinadora

Prof. Cezar Otaviano Ribeiro Negrão, PhD.

UTFPR - Orientador

Prof. César José Deschamps, PhD.

UFSC

Prof. Admilson Teixeira Franco, Dr.

UTFPR

Prof. Moisés Alves Marcelino Neto, Dr.

UTFPR

Curitiba, 23 de fevereiro de 2017

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço aos meus pais e minha irmã por todas as demonstrações de amor e carinho durante a minha vida, e também pelo apoio e incentivo a sempre fazer o melhor e persistir para atingir meus objetivos.

Agradeço também à minha amada namorada Paula Silva, pelo amor, companheirismo e amizade. Nossos momentos de felicidade juntos foram essenciais para me tranquilizar durante esta tarefa. Agradeço também pela compreensão e paciência e nos momentos difíceis de estudo durante o período do mestrado.

Também sou muito grato ao prof. Cezar Negrão pelos ensinamentos, conhecimentos compartilhados e pela grande paciência não só durante a orientação do meu trabalho, mas durante toda a minha carreira como pesquisador. Gostaria de agradecer ao prof. Negrão por acreditar na minha capacidade, e assim permitir que eu tomasse decisões para o meu mestrado de maneira mais independente. Acredito que isto contribuiu significativamente para minha formação.

Agradeço ao Gabriel M. de Oliveira, pela valiosa contribuição para este trabalho. As várias reuniões que tivemos, além dos conselhos, ensinamentos e auxílio com os experimentos, foram muito importantes para a conclusão do meu mestrado e também para minha formação.

Agradeço ao Diogo Andrade, Flavia Krugel, Tainan Gabardo, Nezia de Rosso, Gabriella Soares e Gustavo Azolin por todo o auxílio para que este trabalho fosse concluído. Também agradeço a todos os integrantes e egressos do Centro de Pesquisas em Reologia e Fluidos Não-Newtonianos que auxiliaram de alguma forma na elaboração deste trabalho.

Agradeço aos meus amigos pelos momentos de diversão e alegria durante esta difícil etapa.

Gostaria de demonstrar minha gratidão aos membros da banca examinadora, Admilson Teixeira Franco, Moisés Marcelino Neto e César Deschamps, pela gentileza de ler e avaliar a dissertação.

Por fim, gostaria de agradecer a UTFPR pela formação, a Petrobras e CAPES apoio financeiro, e ao Centro de Pesquisas em Reologia e Fluidos Não-Newtonianos pela estrutura fornecida para a realização deste trabalho.

MITISHITA, Rodrigo Seiji. Avaliação experimental da transmissão de pressão em tubulações preenchidas por fluidos viscoplásticos, 2017. 184f. Dissertação. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2017

RESUMO

Fluidos de perfuração apresentam comportamento viscoplástico, que é definido por uma tensão limite de escoamento. Se a tensão imposta não supera a tensão limite de escoamento, o material se comporta como um sólido elástico, e quando esta tensão é excedida, o fluido escoava como um líquido viscoso. Durante o processo de perfuração de poços de petróleo, válvulas posicionadas na extremidade da coluna de perfuração são atuadas por diferenças de pressão no fluido. Argumenta-se, entretanto, que pressões aplicadas na superfície não são totalmente transmitidas até a válvula, impedindo sua operação. Logo, a transmissão de pressão em fluidos viscoplásticos demanda mais estudo. Para suprir a falta de estudos experimentais sobre o assunto, uma avaliação experimental da transmissão de pressão em um fluido viscoplástico é realizada neste trabalho. O aparato experimental construído para este propósito consiste de uma longa tubulação em formato helicoidal (serpentina) mantida sob temperatura controlada, ao longo da qual estão instalados transdutores de pressão relativa. O fluido é bombeado a uma vazão controlada por uma bomba do tipo helicoidal. Durante os testes, o fluido de trabalho é pressurizado na serpentina até um certo patamar ao mesmo tempo em que as pressões são medidas. Os resultados dos testes com fluidos viscoplásticos corroboram a literatura, que afirma que um fluido com tensão limite de escoamento confinado em uma tubulação fechada não transmite totalmente a pressão imposta na entrada ao longo do restante da tubulação. Além disso, foi observado que a diferença de pressão entre dois pontos da tubulação quando o fluido está em repouso é proporcional à tensão limite de escoamento deste fluido. Os resultados experimentais foram comparados com resultados de simulações numéricas de dois modelos matemáticos desenvolvidos no Centro de Pesquisas em Reologia e Fluidos Não newtonianos (CERNN), com boa concordância.

Palavras-chave: fluido viscoplástico, transmissão de pressão, análise experimental.

MITISHITA, Rodrigo Seiji. Experimental evaluation of the pressure transmission in pipelines filled with yield stress fluids, 2017. 184f. Dissertação. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Curitiba, 2017.

ABSTRACT

Drilling fluids exhibit a viscoplastic behavior, which is defined by a yield stress. If the stress imposed to the fluid does not surpass the yield stress, the material behaves like an elastic solid; if the yield stress is exceeded, it flows like a viscous liquid. In well drilling operations, some valves installed on the drillpipe near the bottom of the hole are actuated by pressure differences in the drilling fluid. However, it has been argued that the pressure applied at the surface is not fully transmitted to the valve's position, preventing its actuation. Therefore, the pressure transmission in viscoplastic fluids demands further investigation. In order to compensate for the lack of experimental studies about the problem, an experimental analysis of the pressure transmission in yield stress fluids has been performed in this work. The experimental rig consists of a long thermally-controlled helical pipe, on which are installed relative pressure transducers. Fluid is displaced by a helical pump at a controlled flow rate. During the experiments, the fluid is pressurized inside the closed pipeline while the pressures are measured and recorded. The results showed that, in agreement with literature, the pressure at one end of a closed pipeline filled with a yield stress fluid is not fully transmitted to the other end. Moreover, it was observed that the pressure gradient in the pressurized fluid is proportional to its yield stress, which indicates a relation between pressure transmission and the presence and magnitude of the yield stress. The experiments were compared to simulation work developed at the Research Center for Rheology and Non-Newtonian Fluids with good agreement.

Key-words: Viscoplastic fluid, pressure transmission, experimental analysis

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	6
LISTA DE TABELAS	11
LISTA DE SIGLAS	13
LISTA DE SÍMBOLOS	14
1 INTRODUÇÃO.....	17
1.1 Contextualização	17
1.2 Resumo do processo de perfuração	18
1.3 Propriedades do fluido de perfuração	21
1.4 Descrição do problema	21
1.5 Objetivos.....	24
1.6 Estrutura do trabalho	25
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	27
2.1 Conceitos fundamentais sobre fluidos não newtonianos.....	27
2.2 Revisão da literatura sobre propagação de pressões em fluidos viscoplásticos	30
2.2.1 Trabalhos de modelagem matemática	30
2.2.2 Trabalhos experimentais.....	34
2.3 Síntese do Capítulo 2.....	36
3 DESCRIÇÃO DA UNIDADE EXPERIMENTAL.....	38
3.1 Descrição geral do aparato experimental.....	38
3.2 Descrição dos componentes.....	41
3.2.1 Sistema Hidráulico	41
3.2.2 Sistema de controle de temperatura.....	44
3.2.3 Sistema de controle e aquisição de sinais.....	46
3.2.4 Sistema estrutural	48
3.3 Funcionamento dos componentes e do sistema hidráulico.....	49
3.4 Síntese da verificação da unidade experimental.....	51
3.4.1 Cálculo das principais incertezas de medição	52
3.4.2 Verificação da calibração do medidor de vazões	52
3.4.3 Verificação do controle de temperaturas	53
3.4.4 Curvas características da bomba.....	53
3.4.5 Influência da geometria helicoidal da serpentina	54
3.5 Procedimentos experimentais	55
3.5.1 Transmissão de pressão: pressurização lenta do fluido	55
3.5.2 Transmissão de pressão: pressurização rápida do fluido.....	59
3.6 Síntese do Capítulo 3.....	61
4 EXPERIMENTOS COM FLUIDOS NEWTONIANOS	63

4.1	Experimentos com água.....	63
4.1.1	Transmissão de pressão com pressurização lenta.....	63
4.1.2	Transmissão de pressão com pressurização rápida.....	67
4.1.3	Comparação entre experimentos com água e simulações numéricas.....	72
4.2	Experimentos com solução aquosa de glicerina.....	77
4.2.1	Transmissão de pressão com pressurização lenta.....	78
4.2.2	Transmissão de pressão com pressurização rápida.....	82
4.2.3	Comparação entre experimentos com solução de glicerina e simulações numéricas.....	88
4.3	Síntese do Capítulo 4.....	91
5	EXPERIMENTOS COM FLUIDO VISCOPLÁSTICO.....	93
5.1	Propriedades do fluido de trabalho.....	93
5.2	Análise da transmissão de pressão.....	100
5.2.1	Verificação da não-transmissão de pressão na pressurização lenta.....	100
5.2.2	Transmissão de pressão com pressurização rápida.....	106
5.2.3	Efeito da distribuição inicial de pressão na transmissão de pressões.....	109
5.2.4	Cálculo da tensão de cisalhamento na parede da serpentina.....	112
5.3	Comparação entre experimentos com solução de Carbopol e simulações numéricas.....	118
5.3.1	Descrição do modelo matemático de Oliveira e Negrão (2015).....	119
5.3.2	Resultados das simulações e comparação com os experimentos.....	120
5.4	Síntese do Capítulo 5.....	125
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS.....	126
6.1	Sugestões para trabalhos futuros.....	128
	REFERÊNCIAS.....	130
	APÊNDICE A – VERIFICAÇÃO DA UNIDADE EXPERIMENTAL.....	136
A.1	Cálculo das incertezas de medição.....	137
A.1.1	Propagação de incertezas.....	137
A.1.2	Incerteza da medição do comprimento da serpentina.....	138
A.1.3	Incerteza do ajuste do diâmetro interno médio da serpentina.....	139
A.1.4	Incerteza do fator de atrito medido pela unidade experimental.....	141
A.1.5	Incerteza do fator de atrito turbulento calculado para tubo helicoidal.....	142
A.2	Verificação da calibração do medidor de vazões.....	144
A.3	Verificação do controle de temperaturas.....	146
A.4	Elaboração da curva característica da bomba com água e solução de glicerina.....	149
A.4.1	Procedimento experimental.....	149
A.4.2	Resultados.....	150
	APÊNDICE B – ELABORAÇÃO DOS FLUIDOS DE TRABALHO.....	156
B.1	Solução aquosa de glicerina.....	156
B.1.1	Definição do percentual de diluição.....	156
B.1.2	Elaboração da mistura e medição da viscosidade.....	160
B.2	Solução aquosa de Carbopol.....	162

APÊNDICE C – INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA HELICOIDAL DA SERPENTINA.... 168

C.1	Escoamento em tubulações helicoidais de seção transversal circular	168
C.2	Análise do escoamento laminar na serpentina.....	169
C.2.1	Correlações para escoamento laminar de fluidos newtonianos em tubos helicoidais.....	170
C.2.2	Testes de circulação da glicerina e resultados	171
C.2.3	Testes de circulação da solução de Carbopol e resultados	175
C.3	Análise do escoamento turbulento na serpentina	178

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Evolução do processo de extração de petróleo do fundo dos oceanos. Fonte: Petrobras (2015).	18
Figura 1.2 – Esquema do processo de perfuração do poço de petróleo.....	19
Figura 1.3 – Ilustração da janela de pressões durante a perfuração de poços de petróleo em solo marítimo. Fonte: Oliveira (2011).	20
Figura 1.4 – Distribuição de pressões ao longo de uma tubulação após pressurização do fluido: (a) fluido newtoniano; (b) fluido viscoplástico (plástico de Bingham). Fonte: Adaptado de Oliveira et al. (2012).	22
Figura 1.5 – Esquema do monitoramento da pressão de bombeamento em função do volume de fluido de perfuração bombeado durante o teste de leak off. Fonte: adaptado de Bourgoyne et al., (1991).	24
Figura 2.1 – Tensão de cisalhamento em função da taxa de de deformação para fluidos newtonianos generalizados. Fonte: adaptado de Chhabra e Richardson (2008).	29
Figura 3.1 – Desenho esquemático do aparato experimental.	39
Figura 3.2 - Interior da unidade experimental: parte frontal.	40
Figura 3.3 - Interior da unidade experimental: parte traseira.	41
Figura 3.4 - Exemplo de válvula eletropneumática (na imagem: V3).....	43
Figura 3.5 - Válvula manual do tipo agulha: Vm2.	44
Figura 3.6 - Evaporador e resistências de aquecimento.	45
Figura 3.7 - Transdutor de pressão P-31 na tomada de pressão P2.	46
Figura 3.8 - Medidor de vazões do tipo coriolis TCM-5500.....	48
Figura 3.9 – Porta frontal do aparato experimental	49
Figura 3.10 – Porta traseira, painéis elétricos e computador.....	49
Figura 3.11 – Fluxograma para testes de transmissão de pressão: pressurização lenta da serpentina; esquema do escoamento de fluido no sistema hidráulico durante o experimento.....	57
Figura 3.12 – Fluxograma para testes de transmissão de pressão: pressurização rápida da serpentina; esquema do escoamento de fluido no sistema hidráulico durante o experimento.....	60
Figura 4.1 - Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 e P4 durante dois testes de transmissão de pressão: pressurização lenta a 3 e 9 bar, a uma temperatura de 5°C, evidenciando as medições de pressão com V1 aberta e fechada	64
Figura 4.2 – Oscilações das pressões medidas pelo sensor P1 em função do tempo, para três diferentes rotações do motor da bomba (ou vazões volumétricas)	65

Figura 4.3 – (a) Valores de $P1_{méd}$ a $P4_{méd}$ estabilizadas ao longo do comprimento da serpentina durante três medições de testes de pressurização lenta da água a valores próximos de 3 bar e 5°C após fechamento de V1, e (b) Diferenças entre as pressões medidas.....	66
Figura 4.4 – (a) Valores de $P1_{méd}$ a $P4_{méd}$ estabilizadas ao longo do comprimento da serpentina durante três medições de testes de pressurização lenta da água a valores próximos de 9 bar e 5°C após fechamento de V1, e (b) Diferenças entre as pressões medidas.....	67
Figura 4.5 - Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 a P4 durante a pressurização da serpentina a 5°C.....	68
Figura 4.6 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 a P4 durante a pressurização da serpentina a 5°C nos instantes iniciais (a) e após estabilização (b).....	69
Figura 4.7 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 e P4 em duas repetições do mesmo teste a 5°C, 0,15 s (a) e 10 s (b) após o acionamento da bomba.	70
Figura 4.8 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 e P4 durante 0,06 s após a pressurização da serpentina a 5°C.....	71
Figura 4.9 – Instantes iniciais das condições de contorno de entrada para as simulações de transmissão de pressão da água (pressurização rápida para 3 bar e 9 bar) utilizadas no modelo – curvas de pressão em função do tempo medidas por P1.....	75
Figura 4.10 – Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P2 (a) a P4 (b) durante testes de pressurização da água a 5°C, até um patamar próximo de 3 bar.	76
Figura 4.11 - Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P2 (a) a P4 (b) durante testes de pressurização da água a 5°C, até um patamar próximo de 9 bar.	76
Figura 4.12 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 e P4 durante a pressurização lenta da solução de glicerina a 3 bar a 5°C, evidenciando as medições com V1 aberta e V1 fechada.....	79
Figura 4.13 – Valores de $P1_{méd}$ a $P4_{méd}$ estabilizadas ao longo do comprimento da serpentina durante três medições de testes de pressurização lenta da solução de glicerina a 5°C (a) e 25°C (c), após fechamento de V1 a baixas pressões, e verificação da transmissão de pressão ao longo da serpentina pelo cálculo de ΔP a 5°C (b) e 25°C (d).	80
Figura 4.14 – Valores de $P1_{méd}$ a $P4_{méd}$ estabilizadas ao longo do comprimento da serpentina durante três medições de testes de pressurização lenta da solução de glicerina a (a) 5°C e (c) 25°C, após fechamento de V1 a altas pressões, e verificação da transmissão de pressão ao longo da serpentina pelo cálculo de ΔP (b) 5°C e (d) 25°C.....	81
Figura 4.15 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 e P4 durante a pressurização rápida da glicerina a 5°C, evidenciando as medições com V1 aberta e V1 fechada.	83
Figura 4.16 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 a P4 durante a pressurização rápida da glicerina a 5°C durante os instantes iniciais de pressurização.	84
Figura 4.17 – Evolução temporal da pressão medida pelos transdutores de pressão P1 e P4 durante os 0,3 segundos iniciais da pressurização da solução de glicerina a 5°C, ao patamar final de aproximadamente (a) 3 bar e (b) 9 bar.	85

Figura 4.18 – Comparação entre a evolução temporal da pressão medida por P1 (a) e P4 (b) durante testes de pressurização a 5°C e 25°C, até o patamar final de aproximadamente 3 bar.....	86
Figura 4.19 – Comparação entre a evolução temporal da pressão medida por P1 (a) e P4 (b) durante testes de pressurização a 5°C utilizando água e a solução de glicerina, até o patamar final de aproximadamente 3 bar	87
Figura 4.20 – Condições de contorno de entrada para as simulações de transmissão de pressão da solução de glicerina durante a pressurização rápida para (a) 3 bar e (b) 9 bar utilizadas no modelo – curvas de pressão em função do tempo medidas por P1	88
Figura 4.21 – Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P2 (a) a P4 (b) durante testes de pressurização da solução de glicerina a 5°C, até um patamar próximo de 3 bar.....	89
Figura 4.22 – Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P2 (a) a P4 (b) durante testes de pressurização da solução de glicerina a 5°C, até atingir patamar próximo de 9 bar.	90
Figura 5.1 – Perda de carga média em função da vazão durante escoamento da solução de Carbopol a 5°C para elaboração de curva de escoamento da unidade experimental – data: 17/11/2016.	95
Figura 5.2 - Ajuste de equação na forma de $\ln Q = A(\ln \tau_w)^2 + B(\ln \tau_w) + C$ aos dados da unidade experimental para vazão medida e tensão de cisalhamento na parede para a solução de concentração de 70% de Carbopol a 5°C.....	96
Figura 5.3 – Curvas de escoamento resultante de testes feitos com a unidade experimental e reômetro a 5°C - amostra do dia 17/11/2016	98
Figura 5.4 – Curvas de escoamento resultante de testes feitos com a unidade experimental e reômetro a 25°C – data: 18/11/2016	98
Figura 5.5 – Evolução temporal da distribuição de pressões ao longo do comprimento da serpentina durante a etapa de pressurização lenta do fluido, utilizando (a) água e (b) solução de Carbopol - data: 17/11/2016	101
Figura 5.6 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 a P4 a 5°C durante a pressurização a aproximadamente 6,8 bar – data: 17/11/2016.	102
Figura 5.7 – Evolução temporal da distribuição de pressões ao longo do comprimento da serpentina durante a etapa de despressurização, utilizando (a) água e (b) solução de Carbopol - data: 17/11/2016.....	103
Figura 5.8 – Distribuições de pressão para três medições do mesmo teste de pressurização lenta da solução de Carbopol a 5°C a um patamar de aproximadamente 6,8 bar.....	104
Figura 5.9 – Comparação entre a pressurização da solução aquosa de glicerina (a) e de Carbopol (b), a 5°C e aproximadamente 3 bar – teste com solução de Carbopol do dia 08/11/2016.	105
Figura 5.10 - Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 a P4 durante a pressurização rápida da solução de Carbopol a 5°C durante os instantes iniciais (a) e após 40 s da pressurização (b) – data: 08/11/2016.....	106
Figura 5.11 – Estabilização da pressão medida por P1 e P4 ao longo do tempo, após a pressurização mostrada na Figura 5.10 – data: 08/11/2016.	107

Figura 5.12 – Comparação entre as distribuições de pressão ao longo da serpentina após a pressurização lenta e rápida da solução de Carbopol a aproximadamente 6,9 bar e 5°C – data: 08/11/2016.....	108
Figura 5.13 – Distribuições iniciais de pressão na serpentina com a solução de Carbopol a 5°C: DI1 e DI2 – data: 08/11/2016.....	109
Figura 5.14 – Evolução temporal da distribuição de pressões medidas ao longo do comprimento da serpentina durante a etapa de pressurização da solução de Carbopol a 3 bar, 5°C, nas condições iniciais DI1 (a) e DI2 (b) – data: 08/11/2016.....	111
Figura 5.15 - Evolução temporal da distribuição de pressões medidas ao longo do comprimento da serpentina durante a etapa de pressurização da solução de Carbopol a 7 bar, 5°C, nas condições iniciais DI1 (a) e DI2 (b) – data: 08/11/2016.....	111
Figura 5.16 - Distribuição média de pressão no fluido ao longo do comprimento da serpentina. Fluido despressurizado na condição DI1 a temperaturas de 5°C e 25°C – data: 17/11/2016 (5°C) e 18/11/2016 (25°C).....	114
Figura 5.17 - Distribuição de pressão no fluido ao longo do comprimento da serpentina. Fluido pressurizado a 6 e 6,8 bar e temperaturas de 5°C e 25°C, respectivamente – data: 17/11/2016 (5°C) e 18/11/2016 (25°C).....	115
Figura 5.18 – Distribuição de pressão no fluido ao longo do comprimento da serpentina. Fluido pressurizado a 8,5 e 9 bar e temperaturas de 5°C e 25°C, respectivamente – data: 17/11/2016 (5°C) e 18/11/2016 (25°C).....	117
Figura 5.19 - Condição de contorno de entrada para a simulação de transmissão de pressão da solução de Carbopol durante a pressurização lenta para um patamar de 6,8 bar: medição experimental de P1.....	121
Figura 5.20 – Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P2 durante testes de pressurização da solução de Carbopol a 5°C, até atingir patamar próximo de 6,8 bar.	122
Figura 5.21 - Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P3 durante testes de pressurização da solução de Carbopol a 5°C, até atingir patamar próximo de 6,8 bar.	122
Figura 5.22 - Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P4 durante testes de pressurização da solução de Carbopol a 5°C, até atingir patamar próximo de 6,8 bar.	123
Figura 5.23 - Comparação entre a média distribuição de pressão medida e simulada de P2 a P4 durante a pressurização da solução de Carbopol a 5°C, até atingir patamar próximo de 6,8 bar.....	124
Figura A.1 – Resultados do teste de resfriamento da câmara durante o intervalo de: (a) 0 a 3400 s e (b) 3200 a 3400 s.	146
Figura A.2 – Resultados do teste de aquecimento da câmara durante o intervalo de: (a) 0 a 3400 s e (b) 3200 a 3400 s.	147
Figura A.3 – Curvas características da bomba helicoidal para três rotações do motor da bomba elaboradas com água – medição do sensor P1 em função da vazão volumétrica medida pelo medidor de vazão coriolis.	151

Figura A.4 – Curvas de eficiência volumétrica da bomba em função do aumento da pressão de descarga medida pelo sensor P1, durante testes com água a três rotações do motor listadas.	152
Figura A.5 – Curvas características da bomba para a solução de glicerina a 15°C, utilizando três diferentes rotações do motor da bomba – medição do sensor P1 em função da vazão volumétrica medida pelo medidor de vazão coriolis.....	153
Figura A.6 – Curvas de eficiência volumétrica da bomba em função do aumento da pressão de de descarga medida pelo sensor P1, durante testes com solução de glicerina a três rotações do motor listadas.	153
Figura A.7 – Comparação entre as curvas características da bomba helicoidal utilizando água e glicerina – medição do sensor P1 em função da vazão volumétrica medida pelo medidor de vazão coriolis.....	154
Figura B.1 – Perda de carga em função da temperatura para escoamento de soluções de glicerina de 90%, 80% e 70% em massa a três diferentes rotações do motor da bomba.....	159
Figura B.2 – Número de Reynolds em função da temperatura para escoamento de soluções de glicerina de 90%, 80% e 70% em massa a três diferentes rotações do motor da bomba	159
Figura B.3 – Viscosidades medidas da solução de glicerina em função do torque, para experimentos nas temperaturas de 5°C, 15°C e 25°C.....	162
Figura B.4 – Ajuste de equação na forma de $\ln M = A(\ln \dot{\gamma})^2 + B(\ln \dot{\gamma}) + C$ aos dados do reômetro para torque medido e patamar de taxa de cisalhamento para a amostra de concentração de 100% de Carbopol a 15°C.....	165
Figura B.5 – Curvas de escoamento para as amostras preliminares do fluido de trabalho: 100% e 70% de gel condutor – amostra elaborada no dia 25/09/2016 a 15°C.	166
Figura C.1 – Fatores de atrito medido e calculados em função do número de Dean (Dn) (a); Perda de carga em função de Dn – ambos medidos durante a circulação da solução de glicerina em regime permanente a 5°C (b).	173
Figura C.2 – Fatores de atrito medido e calculados em função do número de Dean (Dn) (a); Perda de carga em função de Dn – ambos medidos durante a circulação da solução de glicerina em regime permanente a 15°C (b).	173
Figura C.3 – Fatores de atrito medido e calculados em função do número de Dean (Dn) (a); Perda de carga em função de Dn – ambos medidos durante a circulação da solução de glicerina em regime permanente a 25°C (b).	174
Figura C.4 - Fatores de atrito em função do número de Reynolds para cada teste de confecção da curva característica da bomba	179

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 – Dimensões da serpentina de testes.....	42
Tabela 3.2 – Configuração das válvulas para escoamento na tubulação principal e na tubulação de retorno	51
Tabela 3.3 - Matriz de testes para experimentos de pressurização lenta com água e solução de glicerina.....	58
Tabela 3.4 – Matriz de testes para experimentos de pressurização lenta (solução de Carbopol) – avaliação da influência da condição inicial de pressurização da serpentina.....	58
Tabela 3.5 – Matriz de testes para experimentos de pressurização lenta (solução de Carbopol) – cálculo da tensão de cisalhamento na parede da serpentina.....	59
Tabela 3.6 - Matriz de testes para experimentos de pressurização rápida (água, solução de glicerina e solução de Carbopol, considerando apenas a condição inicial 1).	60
Tabela 3.7 – Síntese de funções dos sistemas do aparato experimental.....	61
Tabela 4.1 – Propriedades da água em função da temperatura dos experimentos	63
Tabela 4.2 – Resultados dos cálculos de velocidade de onda durante a pressurização da serpentina com água.....	72
Tabela 4.3 – Propriedades da glicerina em função da temperatura dos experimentos.....	78
Tabela 5.1 - Constantes para o ajuste da Equação de Herschel-Bulkley realizado a partir dos testes no reômetro e no aparato experimental.	99
Tabela 5.2 – Comparação da tensão de cisalhamento média na parede da serpentina (calculada a partir dos resultados da Figura 5.16 na condição DI1) com a tensão limite de escoamento ajustada para os dados do reômetro.	114
Tabela 5.3 – Comparação da tensão de cisalhamento média na parede da serpentina (calculada a partir dos resultados da Figura 5.17 após a pressurização a 6 e 6,8 bar) com a tensão limite de escoamento ajustada para os dados do reômetro.	116
Tabela 5.4 – Comparação da tensão de cisalhamento média na parede da serpentina (calculada a partir dos resultados da Figura 5.18 após pressurização a 8,5 e 9 bar) com a tensão limite de escoamento ajustada para os dados do reômetro.....	117
Tabela 5.5 - Propriedades da solução de Carbopol utilizada na simulação.....	120
Tabela A.1 – Parâmetros para cálculo da incerteza do comprimento da serpentina pela Equação	139
Tabela A.2 – Parâmetros para cálculo da incerteza do diâmetro médio da serpentina pela Equação (A.10)	140
Tabela A.3 – Parâmetros para cálculo da incerteza do fator de atrito medido pela Equação (A.13).....	142
Tabela A.4 – Valores numéricos das derivadas da Equação (A.16).....	143
Tabela A.5 – Valores das incertezas relativas calculadas no Apêndice A	144

Tabela A.6 – Resultados do teste de medição de vazão	145
Tabela B.1 - Constantes empregadas na Equação (B.1) em função de μ_{ajuste} e ρ_{ajuste}	157
Tabela B.2 - Dados de massa específica e viscosidade de soluções aquosas de glicerina	157
Tabela B.3 – Patamares de taxa de deformação e tensão de cisalhamento aparente média calculados pelo reômetro, utilizando gel condutor puro (100%).	163
Tabela C.1 - Correlações utilizadas para verificar o efeito da geometria helicoidal da tubulação nas medições de pressão.....	170
Tabela C.2 - Parâmetros dos testes de circulação da solução de glicerina na serpentina a diferentes temperaturas.	172
Tabela C.3 – Parâmetros dos testes de circulação da solução de Carbopol na serpentina a diferentes temperaturas	177

LISTA DE SIGLAS

CERNN	Centro de Pesquisas em Reologia e Fluidos Não Newtonianos
FNG	Fluido newtoniano generalizado
MOC	Método das Características
MVF	Método dos Volumes Finitos
UTFPR	Universidade Tecnológica Federal do Paraná

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos romanos:

A	Área transversal	$[m^2]$
Bi	Número de Bingham	$[-]$
c	Velocidade de propagação da onda de pressão	$[m.s^{-1}]$
c_p	Calor específico a pressão constante	$[kJ.kg^{-1}.K^{-1}]$
c_v	Calor específico a volume constante	$[kJ.kg^{-1}.K^{-1}]$
$CI1, CI2$	Condições iniciais de pressurização da serpentina: 1 e 2	$[-]$
D	Diâmetro	$[-]$
Dn	Número de Dean	$[-]$
e	Rugosidade superficial do material	$[-]$
f	Fator de atrito	$[-]$
g	Aceleração da gravidade = 9,81	$[m.s^{-2}]$
i	Incerteza de medição	$[-]$
k	Índice de consistência do fluido Lei de Potência/Herschel-Bulkley	$[Pa.s^n]$
K_1, K_2, K_3	Constantes de ajuste de equação de massa específica e viscosidade	$[-]$
L	Comprimento	$[m]$
m	Massa	$[kg]$
\dot{m}	Vazão mássica	$[kg.s^{-1}]$
M	Torque	$[N.m]$
n	Índice de Lei de Potência	$[-]$
N	Número de espiras da serpentina	$[-]$
$n1, n2, n3$	Valores de rotação do motor da bomba	$[rpm]$
p	Passo da serpentina	$[m]$
P	Pressão	$[bar]$
$P1, P2, P3, P4$	Transdutores de pressão instalados na serpentina/valores medidos	$[bar]$
Q	Vazão volumétrica	$[L.s^{-1}; m^3.s^{-1}]$
r	Direção radial	$[m]$
res	Resultado de alguma medição	$[-]$

R	Raio	[m]
Re	Número de Reynolds	[-]
t	Tempo	[s]
$T1, T2, \dots, T10$	Termopares instalados na serpentina	[°C]
V	Velocidade média	[m.s ⁻¹]
$V1, V2, V3$	Válvulas de entrada e saída da serpentina	[-]
$Vm1, Vm2$	Válvulas manuais da saída da serpentina e de linha de retorno	[-]
u_r	Velocidade radial	[m.s ⁻¹]
u_z	Velocidade axial	[m.s ⁻¹]
X	Variável mensurável	[-]
Z	Direção axial	[m]

Símbolos gregos:

α	Compressibilidade isotérmica	[Pa ⁻¹]
Δm	Diferença de massa	[kg]
ΔP	Diferença de pressão	[bar]
Δt	Intervalo de tempo	[s]
Δz	Diferença de comprimento na direção z	[m]
δ	Razão de aspecto	[-]
γ	Deformação	[-]
$\dot{\gamma}$	Taxa de deformação	[s ⁻¹]
η	Viscosidade aparente	[cP, Pa.s]
μ	Viscosidade dinâmica	[cP, Pa.s]
μ_B	Viscosidade plástica do Fluido de Bingham	[cP, Pa.s]
θ	Direção angular	[rad]
ρ	Massa específica	[kg.m ³]
τ	Tensão de cisalhamento	[Pa]
τ_0	Tensão limite de escoamento	[Pa]
ω	Velocidade angular	[rad.s ⁻¹]

Subscritos:

<i>aj-exp</i>	Referente ao ajuste aos dados da unidade experimental
<i>aj-reo</i>	Referente ao ajuste aos dados do reômetro
<i>ant</i>	Referente ao comprimento anterior da serpentina
<i>Blasius</i>	Referente à equação de Blasius para o fator de atrito
<i>crit</i>	Valor crítico
<i>esp</i>	Referente à espira da serpentina
<i>Haaland</i>	Referente à equação de Haaland para o fator de atrito
<i>helicoidal</i>	Referente ao fator de atrito calculado para uma tubulação helicoidal
<i>i</i>	Referente ao diâmetro interno da geometria ULA
<i>inox</i>	Referente ao aço inoxidável da serpentina
<i>líq</i>	Referente ao líquido coletado
<i>mín</i>	Valor mínimo
<i>méd</i>	Referente à média
<i>pp</i>	Referente à geometria de placas planas do reômetro
<i>o</i>	Referente ao diâmetro externo da geometria ULA do viscosímetro
<i>onda</i>	Referente à onda de pressão
<i>s</i>	Referente à serpentina
<i>w</i>	Referente à parede da serpentina

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contextualização

Mesmo sendo uma fonte de energia não renovável, o petróleo continua sendo bastante utilizado devido ao crescimento populacional e desenvolvimento industrial do país. De acordo com Goldemberg *et al.* (2014), a demanda por petróleo no Brasil está aumentando, o que justifica o fato que grande parte dos investimentos em energia está concentrada na indústria petrolífera. Além disso, acredita-se que a alta demanda por energia fará com que as reservas mundiais de petróleo diminuam em 40 a 60% em 2030 (KAHIA *et al.*, 2016).

Esta dependência do petróleo, somada a crescente escassez das reservas conhecidas motivou a exploração de reservas de petróleo em águas ultra profundas (mais de 2000 m de profundidade). Para que a perfuração fosse realizada nestas condições, foram necessários grandes investimentos e no aprimoramento das tecnologias existentes da indústria petrolífera (GOLDEMBERG *et al.*, 2014). A Figura 1.1 mostra o aumento da profundidade dos poços de petróleo ao longo dos anos desde 1974, graças as melhorias tecnológicas nos processos e equipamentos. Atualmente o petróleo é extraído de reservas de até 7000 m de profundidade, na chamada camada do pré-sal.

Entretanto, a perfuração de poços em águas ultra profundas é um processo bastante complexo e de altos custos operacionais, cuja dificuldade aumenta quanto maior a profundidade do poço. A dificuldade do processo é justificada, em parte, pelas altas pressões no fundo do poço, complexidade dos fluidos envolvidos no processo, janelas estreitas de pressões de operação e diferentes gradientes de temperatura ao longo do poço. Considerando o que foi citado, o enfoque do presente trabalho está nos problemas envolvendo o escoamento de fluidos de perfuração.

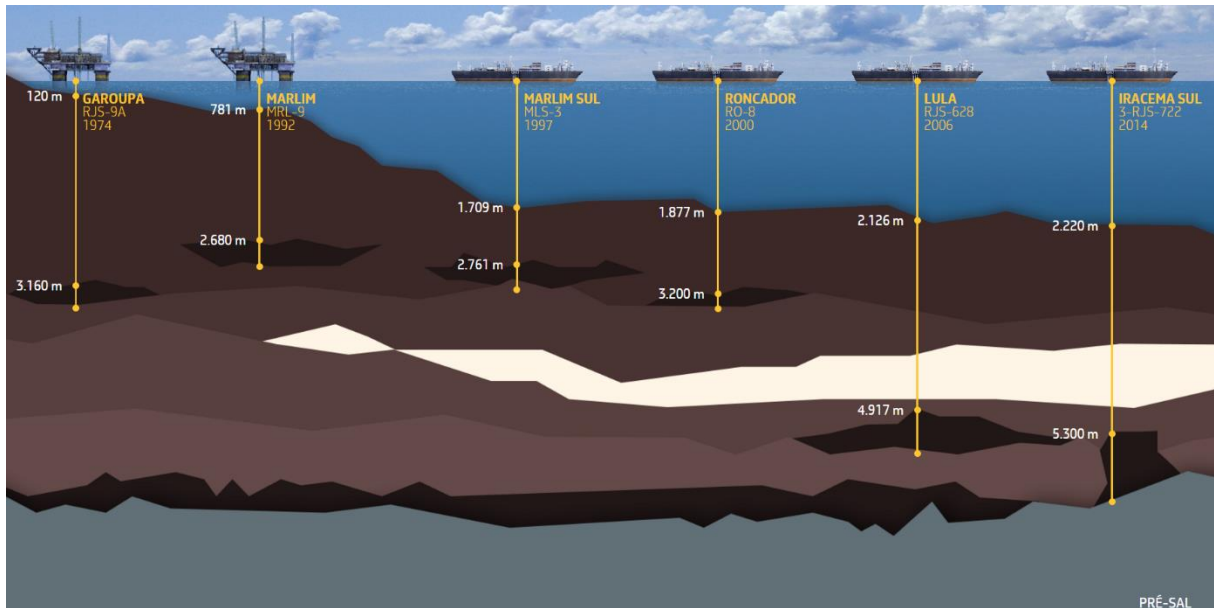


Figura 1.1 - Evolução do processo de extração de petróleo do fundo dos oceanos. Fonte: Petrobras (2015).

1.2 Resumo do processo de perfuração

A perfuração dos poços de petróleo é executada por uma sonda de perfuração rotativa, composta principalmente por uma coluna de perfuração e uma broca em sua extremidade. A broca realiza forças rotativas que, somadas ao peso da coluna de perfuração, realizam a perfuração da formação rochosa. À medida que o poço aumenta em profundidade, o comprimento da coluna é também aumentado pela união de tubos em sua extremidade superior, possibilitando a perfuração mais profunda da rocha. Os cascalhos de rocha são retirados do poço utilizando um fluido injetado pela coluna de perfuração, chamado de fluido de perfuração (BOURGOYNE *et al.*, 1991). Os fluidos de perfuração mais usados são suspensões à base de água ou óleo (DARLEY E GREY, 1988)

O escoamento do fluido pela coluna e pelo espaço anular é mostrado pela Figura 1.2, na forma de um esquema da perfuração de poços de petróleo. As setas indicam o sentido do escoamento de fluido de perfuração, exceto a seta em (G) que indica o descarte de cascalhos de rocha. O ciclo do fluido de perfuração pode ser resumido da seguinte maneira: uma bomba retira o fluido de perfuração do tanque de armazenamento (A) e o bombeia (B) para a extremidade superior da coluna de perfuração (C). O fluido escoar por dentro da coluna até atingir a broca (D), por onde passa através de orifícios, lubrificando-a. Em seguida, o fluido retorna à superfície pelo espaço anular formado entre o poço e coluna de perfuração (E),

carregando os cascalhos da rocha perfurada até a tubulação de retorno (F). Por fim, os cascalhos são separados do fluido em (G) para serem analisados e descartados, e o fluido de perfuração é reaproveitado, retornando para o tanque (A) para reiniciar o ciclo.

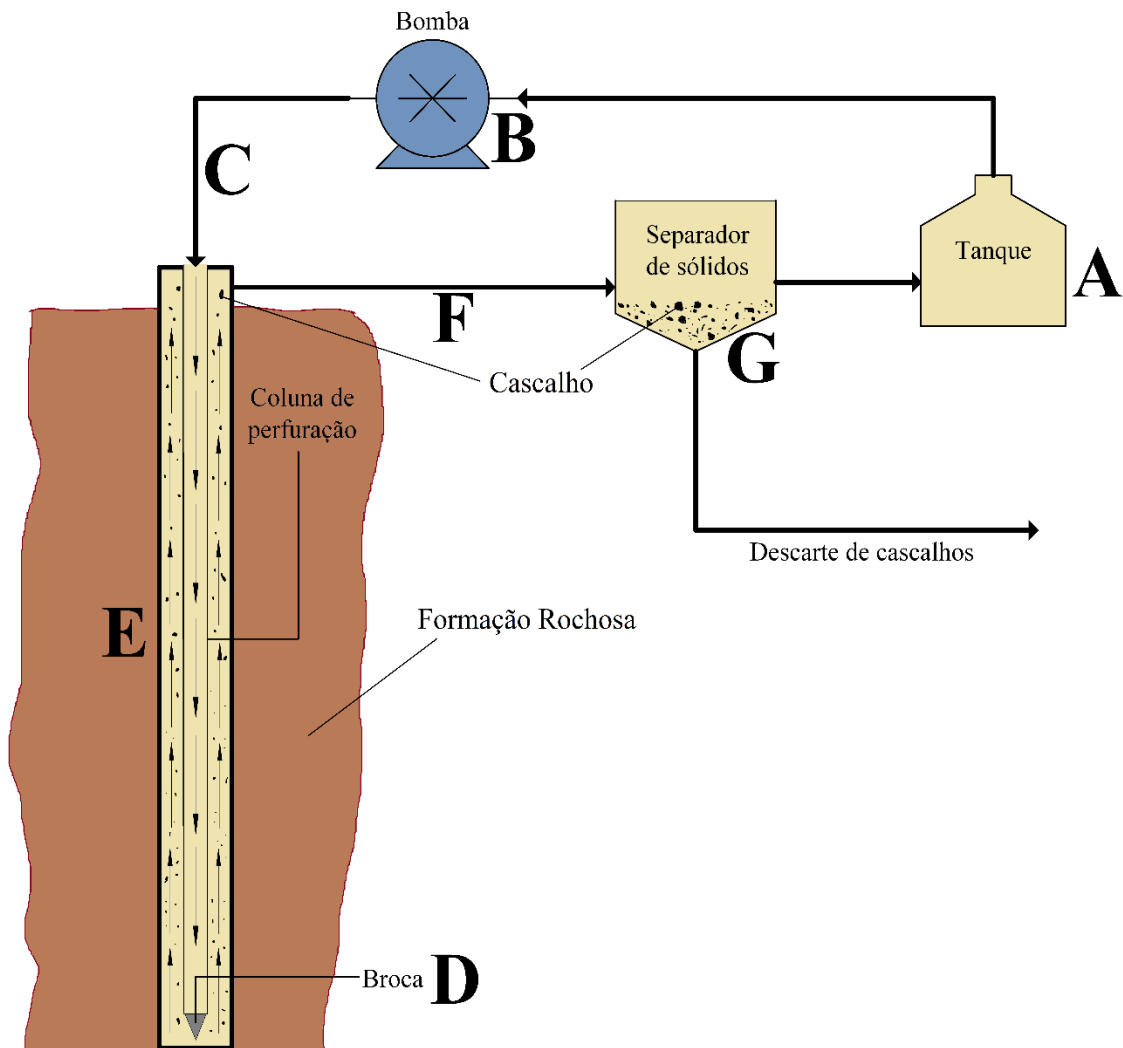


Figura 1.2 – Esquema do processo de perfuração do poço de petróleo.

Algumas funções importantes do fluido de perfuração, de acordo com Darley e Grey (1988), são:

- Carregar cascalhos do fundo do poço para a superfície, através do espaço anular entre a coluna de perfuração e o poço.
- Limpar e lubrificar a broca.
- Manter a estabilidade das pressões do poço e prevenir o influxo de fluidos da formação rochosa.

- (d) Selar as paredes do poço.
- (e) Manter os cascalhos de rocha em suspensão quando o fluido está em repouso, para prevenir a obstrução da broca.

A função (c) está relacionada com a janela de pressões de operação brevemente citada na Seção 1.2. Esta janela de pressões é definida pela pressão de fratura da formação rochosa e a pressão de poros, que é a pressão exercida pelos fluidos contidos nos poros da formação rochosa. Se a pressão exercida pelo fluido de perfuração é inferior à pressão dos poros, ocorre o *kick*, que é o influxo de fluido da formação rochosa para dentro do poço. Por outro lado, pressões excessivas que superam a pressão de fratura danificam a formação rochosa, causando a perda de fluido de perfuração para os poros da rocha. Desse modo, o fluido de perfuração deve exercer uma pressão superior à pressão de poros, mas inferior à pressão de fratura. Nota-se que, quanto maior a profundidade da água, mais estreita é a janela, dificultando a perfuração. De forma a manter a pressão dentro desse intervalo, controla-se a massa específica do fluido de perfuração e as pressões e vazões no processo de perfuração. (SANTOS, 2006). A janela de operações é apresentada de maneira ilustrativa na Figura 1.3, através de gráficos da profundidade do oceano em função da pressão.

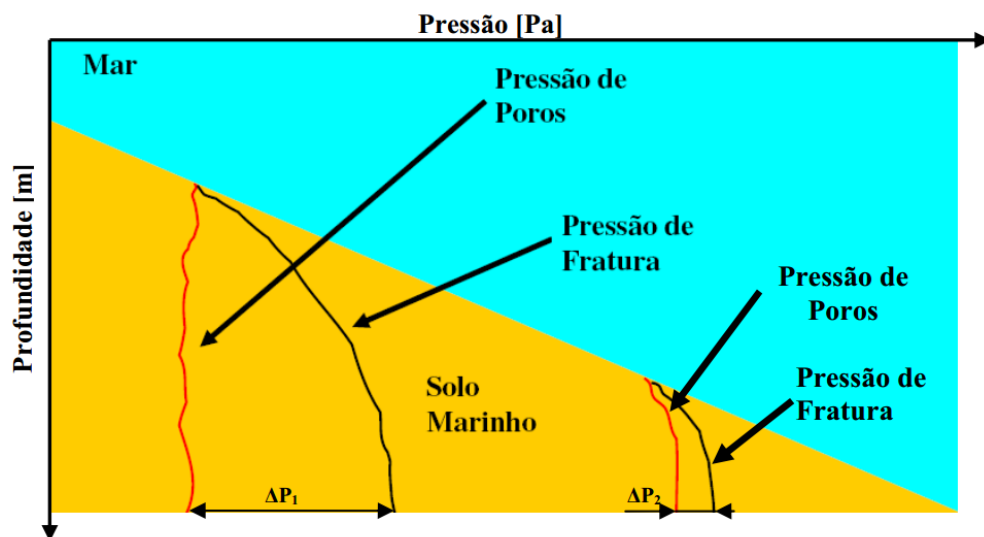


Figura 1.3 – Ilustração da janela de pressões durante a perfuração de poços de petróleo em solo marítimo. Fonte: Oliveira (2011).

1.3 Propriedades do fluido de perfuração

Uma das propriedades do fluido que o permite cumprir a função (e) é o comportamento viscoplástico, que segundo Balmforth *et al.* (2013), é definido pela presença da tensão limite de escoamento. Se a tensão imposta ao material não excede a tensão limite de escoamento, ele se comporta como um sólido elástico, mas se este patamar de tensão é superado, o material escoar como um fluido. Essa propriedade auxilia em manter os cascalhos em repouso durante uma parada na perfuração, onde as tensões no fluido são menores que a tensão limite de escoamento. Um fluido viscoplástico também pode escoar mais rapidamente por dentro da coluna de perfuração devido à redução da viscosidade a altas taxas de cisalhamento. Em contrapartida, o fluido escoar pelo espaço anular a taxas mais baixas, onde sua maior viscosidade facilita o carregamento de cascalhos para separação e descarte.

Além disso, fluidos de perfuração também possuem comportamento tixotrópico. O fluido adquire um estado semirrígido em função do tempo em que permanece em repouso, e se desestrutura quando escoar, adquirindo maior fluidez com o tempo de cisalhamento (NEGRÃO *et al.* 2011). Desse modo, o fluido de perfuração é capaz de gelificar após um longo intervalo de tempo em repouso. Isto é desejável durante paradas emergenciais de perfuração pois a formação de gel faz com que os cascalhos sejam mantidos suspensos, prevenindo a obstrução da broca. Tendo em vista as propriedades citadas, pode-se afirmar que fluidos de perfuração não seguem o comportamento newtoniano.

1.4 Descrição do problema

Um fluido newtoniano em repouso em uma tubulação cilíndrica e horizontal apresenta medições de pressão idênticas em ambas as extremidades, pois qualquer diferença indicaria que o fluido está em movimento. Ou seja, toda a pressão imposta no fluido em uma extremidade da tubulação é transmitida para a outra. Se o mesmo fluido em repouso se encontra em uma tubulação vertical fechada no fundo, o gradiente de pressão medido é equivalente ao peso do volume total de fluido. Entretanto, de acordo com Oliveira *et al.*, (2012), a pressão em uma extremidade de uma tubulação preenchida por um fluido viscoplástico não é totalmente transmitida para a outra, como acontece em fluidos newtonianos. Para explicar o fenômeno,

Oliveira *et al.*, (2012) realizaram simulações numéricas da pressurização de um fluido newtoniano, cujos resultados são mostrados na Figura 1.4a, e fluido de Bingham (viscoplástico), cujos resultados são mostrados na Figura 1.4b. Nota-se que ambos os gráficos são mostrados em função de variáveis adimensionalizadas.

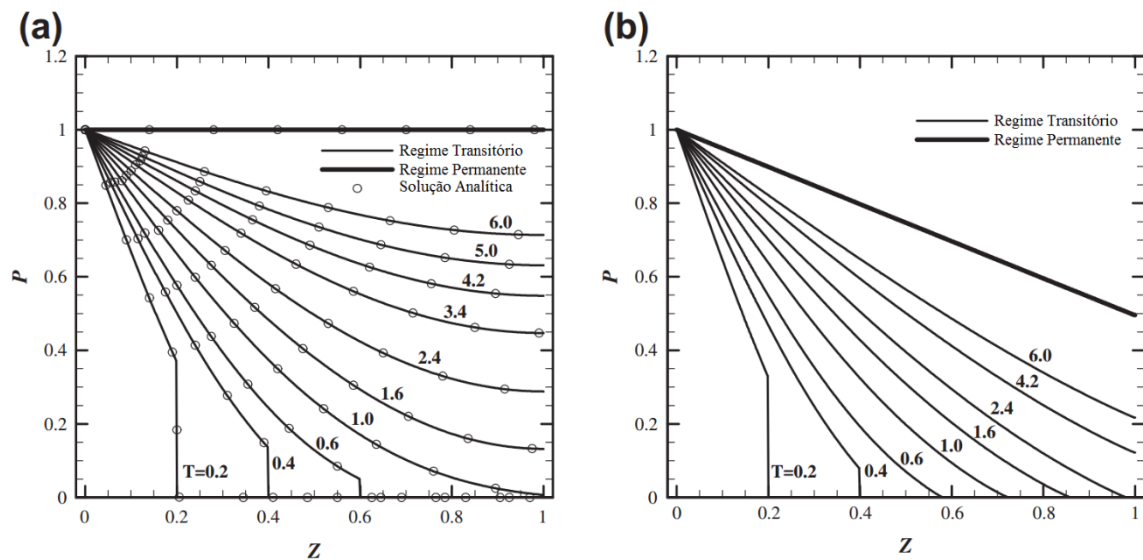


Figura 1.4 – Distribuição de pressões ao longo de uma tubulação após pressurização do fluido: (a) fluido newtoniano; (b) fluido viscoplástico (plástico de Bingham). Fonte: Adaptado de Oliveira et al. (2012).

Durante as simulações, é admitido que a tensão de cisalhamento varia linearmente em função do raio do tubo durante toda a pressurização, e é calculada utilizando o fator de atrito para escoamento plenamente desenvolvido. As simulações são iniciadas com a aplicação de um degrau unitário de pressão na entrada de uma tubulação fechada na saída. Este degrau de pressão é mantido até que o regime permanente seja atingido. Com a tubulação preenchida por um fluido newtoniano na Figura 1.4a, nota-se que a distribuição final de pressão é uniforme ao longo de z , o que indica que a pressão é totalmente transmitida ao longo do tubo. Os resultados na Figura 1.4b, por sua vez, mostram que a distribuição final de pressão é não-uniforme, após cessarem todas as oscilações decorrentes da pressurização. Isto é explicado pela existência da tensão limite de escoamento do fluido: quando a tensão imposta pelo bombeamento não é capaz de superar a tensão limite de escoamento do fluido, as oscilações são interrompidas e a pressão final é estabilizada de maneira não uniforme. Ou seja, o fluido pode estar em repouso mesmo quando submetido a um gradiente de pressão. A pressão transmitida ao longo do tubo é quantificada pelo número adimensional de Bingham, ou Bi , que está relacionado à tensão limite de escoamento. Quanto maior o valor de Bi , menos pressão é transmitida. Na Figura 1.4b, $Bi =$

0,5, ou seja, apenas metade da pressão imposta na entrada é transmitida até a saída da tubulação em $z = 1$ (OLIVEIRA *et al.*, 2012). Esta ocorrência de não transmissão de pressão ao longo do fluido pode causar alguns problemas operacionais durante a perfuração de poços de petróleo.

Durante a perfuração de poços, válvulas instaladas na coluna de perfuração são atuadas hidráulicamente: fluido de perfuração é bombeado pela coluna de perfuração, de modo que a pressão de bombeamento seja transmitida até a válvula para que possa ser aberta ou fechada. Entretanto, foi verificado durante as operações que a pressão imposta na entrada não é totalmente transmitida até a válvula, que conseqüentemente não é operada. A solução empregada é a troca do fluido de perfuração por água, que possibilita a transmissão de pressão por ser um fluido newtoniano. Entretanto, os altos custos financeiros envolvidos durante a parada para troca de fluido demandam maior conhecimento do fenômeno descrito (OLIVEIRA *et al.*, 2012)

Além disso, fluidos viscoplásticos causam problemas durante testes de *leak-off*. O teste consiste em pressurizar o poço fechado a vazão constante, de modo a verificar a pressão na qual ocorre influxo de fluido de perfuração para a formação rochosa de uma zona perfurada. O teste é monitorado por uma curva de pressão de bombeamento em função do volume de fluido de perfuração bombeado, esquematizada na Figura 1.5. A medida em que o bombeamento ocorre, a pressão aumenta linearmente em função do volume, tendência que continua até o momento em que o fluido de perfuração invade a formação rochosa (pressão de *leak off*). No momento em que isto ocorre, é observado um desvio na curva de pressão. Então, a bomba é desligada e as pressões na superfície são observadas por um intervalo de tempo mínimo de 10 minutos até se estabilizarem. (BOURGOYNE *et al.*, 1991). Após a estabilização, a pressão no fundo do poço é calculada pela soma da pressão na superfície e do peso do volume de fluido no poço. Entretanto, como o fluido bombeado é viscoplástico, a pressão na superfície não é totalmente transmitida ao longo do poço. Logo, a pressão calculada acaba sendo maior que a pressão real de influxo de fluido para a formação rochosa durante o teste.

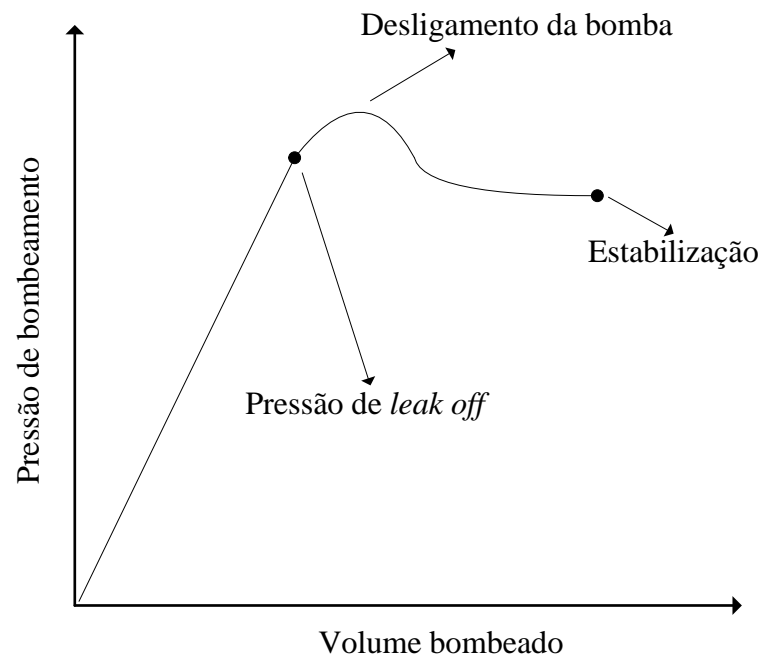


Figura 1.5 – Esquema do monitoramento da pressão de bombeamento em função do volume de fluido de perfuração bombeado durante o teste de *leak off*. Fonte: adaptado de Bourgoyne *et al.*, (1991).

Considerando os problemas descritos, pode-se afirmar que a não transmissão de pressão em fluidos viscoplásticos afeta as operações de perfuração de poços de petróleo de maneira significativa, ocasionando maiores tempos de operação de equipamentos e maiores custos financeiros. Embora o problema tenha sido verificado durante situações de perfuração em campo, há uma carência de avaliações experimentais sobre o tema na literatura. Portanto, pode-se aprimorar o conhecimento sobre a transmissão de pressão em fluidos viscoplásticos por meio de estudos experimentais.

1.5 Objetivos

O objetivo do trabalho é a análise experimental da transmissão de pressão em fluidos viscoplásticos confinados em uma tubulação fechada. Com este propósito, foi construída uma unidade experimental nas dependências do CERNN¹. A unidade consiste de uma longa tubulação (serpentina) pela qual escoo o fluido de trabalho, inserida em uma câmara térmica de temperatura controlada. Durante os experimentos, a transmissão de pressão é verificada pela

¹Sigla para Centro de Pesquisas em Reologia e Fluidos Não newtonianos (CERNN), grupo de pesquisa da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR).

medição das pressões do fluido confinado e pressurizado na tubulação. De modo a verificar apenas a influência do comportamento viscoplástico do fluido durante a interpretação dos resultados, uma solução aquosa de polímeros de ácido acrílico (ou Carbopol) foi empregada, pois apresenta comportamento bastante próximo de um fluido viscoplástico ideal (BALMFORTH *et al*, 2013).

1.6 Estrutura do trabalho

No Capítulo 2 são apresentados conceitos fundamentais sobre fluidos não newtonianos, e uma revisão dos trabalhos experimentais e de simulação numérica sobre a propagação de pressão em fluidos viscoplásticos em condições isotérmicas.

O Capítulo 3 apresenta a descrição do aparato experimental e de seus componentes. Além disso, são apresentados os procedimentos experimentais adotados no trabalho e uma síntese da etapa de verificação da unidade experimental.

O Capítulo 4 apresenta a análise dos resultados experimentais com água e uma solução aquosa de glicerina, onde é verificada experimentalmente a transmissão de pressão nesses fluidos. Também são feitas comparações entre os resultados experimentais com água e solução de glicerina. Além disso os resultados experimentais da pressurização dos fluidos são comparados com simulações numéricas de um modelo matemático desenvolvido no CERNN por Santos (2015).

No Capítulo 5 são mostrados os resultados dos experimentos realizados com uma solução aquosa de Carbopol, que é um fluido viscoplástico. A não transmissão de pressão quando o fluido é confinado na serpentina é verificada experimentalmente. Adicionalmente, é estudada a influência da temperatura e da distribuição inicial de pressões na transmissão de pressão no fluido pressurizado. Assim como no capítulo anterior, são feitas comparações entre resultados experimentais e numéricos.

O Capítulo 6 encerra a dissertação com as considerações finais e com as sugestões para trabalhos futuros. Em seguida são apresentados as Referências Bibliográficas e os Apêndices.

No Apêndice A são mostradas as seguintes etapas de validação da unidade experimental: cálculo das incertezas de medição, verificação da vazão medida pelo medidor Coriolis,

verificação do controle de temperaturas e elaboração das curvas características da bomba utilizando a água e glicerina.

No Apêndice B é detalhado o processo de elaboração das soluções aquosas de glicerina e Carbopol.

Por fim, o Apêndice C apresenta a verificação da influência da geometria helicoidal da tubulação de testes (serpentina) nas medições de pressão. Os valores de fator de atrito calculados com os resultados experimentais são comparados com os fatores de atrito calculados por correlações existentes na literatura. Tanto os escoamentos laminares como turbulentos são contemplados neste estudo.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica do presente trabalho é dividida em duas partes. A primeira parte foca na revisão de conceitos fundamentais sobre fluidos não newtonianos. A segunda parte apresenta uma revisão da literatura de trabalhos de simulação numérica e estudos experimentais sobre propagação de pressões em fluidos viscoplásticos.

2.1 Conceitos fundamentais sobre fluidos não newtonianos

Fluidos como a água e glicerina são chamados de newtonianos, pois são representados pela lei da viscosidade de Newton, descrita pela seguinte equação constitutiva (BIRD *et al.*, 1987):

$$\boldsymbol{\tau} = \mu \dot{\boldsymbol{\gamma}} \quad (2.1)$$

onde $\boldsymbol{\tau}$ é o tensor tensão e $\dot{\boldsymbol{\gamma}}$ é o tensor taxa de deformação. A constante μ que relaciona a tensão imposta ao fluido com a taxa de deformação é denominada viscosidade dinâmica. Logo, fluidos newtonianos apresentam uma relação linear entre a tensão e a taxa de deformação. A viscosidade dinâmica é uma propriedade do fluido que é função da pressão e temperatura (BIRD *et al.*, 1987).

Ao longo dos anos, foi observado que muitos fluidos apresentavam a viscosidade variável com a taxa de cisalhamento, ou seja, fluidos que não seguem o comportamento newtoniano. Estes fluidos foram chamados de não newtonianos. Exemplos deste tipo de fluido incluem líquidos poliméricos, alimentos como maionese e ketchup e fluidos de perfuração. De modo a representar matematicamente o comportamento físico dos fluidos não newtonianos, foi feita uma modificação no modelo de fluido newtoniano, de modo que a viscosidade seja função de $\dot{\boldsymbol{\gamma}}$. Esta modificação representa um fluido newtoniano generalizado (FNG), cuja equação constitutiva é definida por (BIRD *et al.*, 1987):

$$\boldsymbol{\tau} = \eta(\dot{\boldsymbol{\gamma}}) \dot{\boldsymbol{\gamma}} \quad (2.2)$$

onde $\eta(\dot{\gamma})$ é a viscosidade aparente do fluido, que é função da taxa de cisalhamento. O comportamento de muitos fluidos newtonianos e não newtonianos pode ser representado pela Equação (2.2). No caso de fluidos newtonianos, $\eta(\dot{\gamma}) = \mu$. Por motivos de simplificação, as equações constitutivas seguintes são apresentadas considerando as hipóteses de escoamento cisalhante plenamente desenvolvido em um tubo, fluido incompressível e escoamento em coordenadas cilíndricas, (r : coordenada radial, z : coordenada axial). Portanto:

$$\dot{\gamma} = \frac{\partial u_z}{\partial r} = \frac{du_z}{dr} \quad (2.3)$$

onde u_z é a velocidade do fluido na direção axial. A seguir são apresentadas as seguintes relações constitutivas para fluidos não newtonianos: modelo de Lei da Potência, modelo de Bingham e modelo de Herschel-Bulkley.

Modelo Lei de Potência: é a relação constitutiva mais utilizada para representar o comportamento de um FNG. A equação que representa a viscosidade aparente de um fluido Lei de Potência é escrita da seguinte forma:

$$\eta(\dot{\gamma}) = k\dot{\gamma}^{n-1} \quad (2.4)$$

onde k é o índice de consistência do fluido e n é o índice de lei de potência. Fluidos newtonianos são representados com $n = 1$, resultando em $\eta = k = \mu$. Fluidos com $n < 1$ são chamados de pseudoplásticos, pois sua viscosidade aparente diminui com $\dot{\gamma}$. Por sua vez, fluidos com $n > 1$ são chamados de dilatantes, pois a viscosidade aumenta com $\dot{\gamma}$ (BIRD *et al.* 1987). Para obter a equação para a tensão de cisalhamento, basta substituir a Equação (2.4) na Equação (2.2)

Modelo de Bingham: esta equação é utilizada para representar o comportamento de um fluido viscoplástico, ou seja, que possui uma tensão limite de escoamento τ_0 . A viscosidade aparente é representada por (BIRD *et al.*, 1987):

$$\begin{aligned} \eta(\dot{\gamma}) &\rightarrow \infty; & \tau_{rz} < \tau_0 \\ \eta(\dot{\gamma}) &= \mu_B + \tau_0/\dot{\gamma}; & \tau_{rz} > \tau_0 \end{aligned} \quad (2.5)$$

onde τ_{rz} é a tensão de cisalhamento na componente rz , $\dot{\gamma}$ é a taxa de cisalhamento, τ_0 é a tensão limite de escoamento e μ_B é a viscosidade plástica do fluido. Se a tensão aplicada ao fluido for menor que τ_0 , o material não escoar e se comporta como um sólido elástico; se a tensão de cisalhamento superar τ_0 , o fluido escoar de modo que a tensão de cisalhamento

aumenta linearmente com a taxa de cisalhamento. Fluidos modelados pela Equação (2.5) também são chamados de plásticos de Bingham.

Modelo de Herschel-Bulkley: é apenas uma combinação dos modelos de Bingham e Lei de Potência, e pode representar fluidos com tensão limite de escoamento τ_0 e viscosidade aparente variável de acordo com a Lei de Potência quando $\tau_{rz} > \tau_0$. A viscosidade aparente pode ser representada pela seguinte equação (MACOSKO, 1994):

$$\begin{aligned} \eta(\dot{\gamma}) &\rightarrow \infty; & \tau_{rz} < \tau_0 \\ \eta(\dot{\gamma}) &= k^{n-1} + \tau_0/\dot{\gamma}; & \tau_{rz} > \tau_0 \end{aligned} \quad (2.6)$$

O comportamento do escoamento de um fluido normalmente é representado por curvas de escoamento, que são apresentadas na forma de tensão de cisalhamento τ em função da taxa de deformação $\dot{\gamma}$. A Figura 2.1 mostra exemplos das curvas de escoamento para os fluidos citados nesta seção a partir das Equações (2.2) a (2.6). Outras relações constitutivas para fluidos não newtonianos podem ser encontradas em Bird *et al.* (1987) e Macosko (1994).

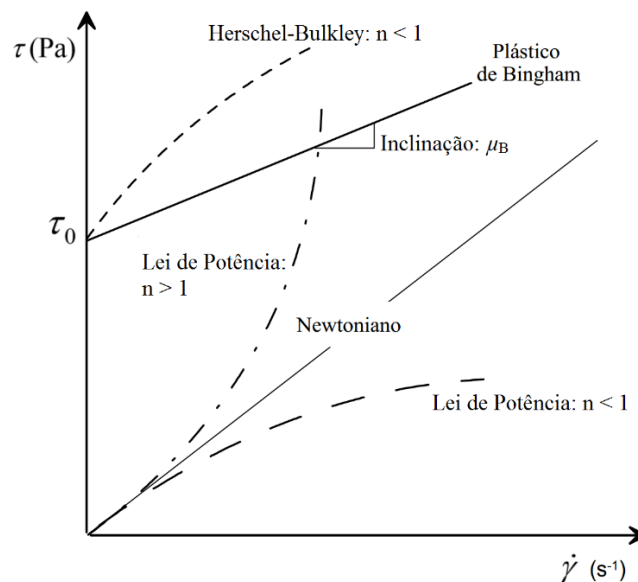


Figura 2.1 – Tensão de cisalhamento em função da taxa de de deformação para fluidos newtonianos generalizados. Fonte: adaptado de Chhabra e Richardson (2008).

2.2 Revisão da literatura sobre propagação de pressões em fluidos viscoplásticos

2.2.1 Trabalhos de modelagem matemática

Muitos dos estudos sobre reinício de escoamento de fluidos viscoplásticos foram realizados com o objetivo de melhor compreender o comportamento físico de petróleos parafínicos. De acordo com Davidson (2004), petróleos parafínicos podem gelificar em repouso e a baixas temperaturas, o que ocorre comumente em paradas emergenciais ou de manutenção durante a produção de petróleo. Para que o escoamento possa ser reiniciado o material gelificado é deslocado por outro fluido pressurizado e não gelificado. Este método de reinício de escoamento em particular foi simulado numericamente por Sestak *et al.* (1987), Cawkwell e Charles (1987), Chang *et al.* (1999) e Davidson *et al.* (2004). Nos quatro trabalhos citados, o objetivo era calcular o tempo necessário para que todo o petróleo parafínico fosse expulso da tubulação.

Nota-se no trabalho de Sestak *et al.* (1987) que o óleo parafínico é mais complexo que um simples fluido viscoplástico, pois a viscosidade do fluido é dependente do tempo e do histórico de temperaturas. Na modelagem de Sestak *et al.* (1987) é assumido que o fluido que empurra o petróleo parafínico se comporta como um fluido newtoniano. O trabalho enfatiza que os procedimentos de caracterização do fluido em laboratório devem ser feitos em condições próximas das que se encontra em operações de campo, recomendação que é válida para trabalhos teóricos e experimentais.

Publicado logo após o estudo de Sestak *et al.* (1987), o trabalho de Cawkwell e Charles (1987) apresenta um modelo matemático mais complexo, por contemplar os efeitos da compressibilidade do óleo parafínico e os efeitos da tixotropia. De acordo com os resultados deste trabalho, a compressibilidade isotérmica do fluido é uma propriedade importante para o reinício do escoamento do material gelificado. Foi verificado que quanto maior a compressibilidade isotérmica de um fluido, mais rapidamente estes são expulsos da tubulação. Segundo Davidson *et al.* (2004), a compressibilidade de petróleos parafínicos aumenta devido a compressão do fluido somada à mudança de massa específica durante o resfriamento pode causar a formação de espaços vazios no gel.

O efeito da compressibilidade do petróleo parafínico também é estudado por Davidson *et al.* (2004). O estudo também considera as variações longitudinais das propriedades dos fluidos envolvidos no escoamento, possibilitando uma transição gradual do regime laminar para o turbulento. O modelo de Davidson *et al.* (2004) apresentou bons resultados quando comparado com o modelo de Chang (1999), que utiliza a mesma modelagem para o problema físico.

Wachs *et al.* (2009), assim como os outros autores citados anteriormente, consideram apenas a velocidade axial na modelagem matemática do escoamento. Entretanto, no modelo de Wachs *et al.* (2009), a velocidade axial depende das coordenadas axial e radial. Logo, o modelo foi chamado de 1,5D, em contraste com o modelo 2D publicado por Vinay *et al.* (2006). O trabalho de Wachs *et al.* (2009) representa uma melhoria em relação ao trabalho de Vinay *et al.* (2006), não só pela redução do tempo computacional mas também por apresentar melhores resultados devido a maior complexidade de seu modelo matemático, que inclui os efeitos da tensão limite de escoamento, compressibilidade do fluido e dependência do tempo de suas propriedades.

Em operações de campo, fluidos de perfuração escoam em duas principais geometrias de tubulação: inicialmente em um tubo circular (coluna de perfuração) e em seguida, por um tubo anular (formado entre o poço e a coluna). O trabalho de Oliveira *et al.* (2010) leva em consideração estes dois tipos de geometria na simulação numérica do reinício de escoamento de um fluido viscoplástico representado como plástico de Bingham. O problema é resolvido pelo Método dos Volumes Finitos (MVF) com propriedades reológicas independentes do tempo, além de considerar os termos de inércia e transitório das equações do movimento. O termo da tensão de cisalhamento é modelado a partir de uma aproximação para o fator de atrito, nas condições de escoamento plenamente desenvolvido. Desse modo, a tensão de cisalhamento varia linearmente com o raio. O estudo evidencia a influência da geometria da tubulação na formação de picos de pressão durante o reinício de escoamento: quanto menor a razão entre diâmetro e comprimento da tubulação, maior a dissipação na onda de pressão

O trabalho de Negrão *et al.* (2011) apresenta um estudo do reinício de escoamento de materiais elasto-viscoplásticos. Notou-se que o efeito da elasticidade é significativo apenas em regiões de baixas taxas de cisalhamento. Além disso, os resultados mostram que quanto maior a tensão limite de escoamento do fluido, maior é a dissipação das oscilações das pressões após a tentativa de reinício do escoamento.

Dentro do escopo de modelagens matemáticas de escoamentos transitórios, o golpe de aríete, ou *water hammer*, é um dos fenômenos mais estudados sobre propagação de pressões

em fluidos newtonianos em tubulações. O golpe de aríete acontece quando há um fechamento súbito de uma válvula durante o escoamento de água, e pode causar desde leves incômodos como vibrações e barulho até danos catastróficos às tubulações.

O fenômeno do golpe de aríete foi detalhadamente revisado por Ghidaoui *et al.* (2005), abrangendo desde as equações básicas do movimento e métodos computacionais utilizados até modelos matemáticos bidimensionais, modelos matemáticos que consideram a turbulência do escoamento e *softwares* comerciais disponíveis. Problemas envolvendo golpe de aríete são comumente modelados como unidimensionais pela simplicidade, e resolvidos pelo Método das Características (MOC), que é apresentado em detalhes por Wylie e Streeter (1993). Entretanto, soluções bidimensionais também são utilizadas. Brunone e Greco (1995) utilizaram um modelo matemático bidimensional para avaliar a atenuação das ondas de pressão em tubulações e compararam os resultados com os gerados por um modelo unidimensional. Neste modelo, o termo do fator de atrito é considerado dependente do tempo. Ou seja, diferente do que foi considerado no modelo de Oliveira *et al.* (2010) a tensão de cisalhamento não varia linearmente com o raio. O artigo mostra que a aproximação quase-estática para o fator de atrito não representa adequadamente a atenuação dos picos de pressão causados pelas rápidas oscilações transitórias no golpe de aríete.

Brunone *et al.* (2000) verificaram numericamente e experimentalmente o efeito da atenuação dos picos de pressão após rápido fechamento de válvula. Os resultados experimentais mostraram um rápido decaimento dos picos de pressão, visualizados em curvas de pressão em função do tempo bastante suavizadas. Estas curvas suavizadas não são encontradas em simulações numéricas com o termo viscoso aproximado para um regime quase-estático, como demonstrado no mesmo trabalho pelos resultados do modelo numérico. Os perfis de velocidade transitórios foram mostrados com o uso de um aparato experimental, evidenciando as irregularidades nos perfis após o fechamento da válvula. O trabalho de Brunone *et al.* (2004) mostrou, através de estudos numéricos e experimentais, que modelos bidimensionais são mais apropriados para a modelagem de rápidas oscilações transitórias, apesar da maior dificuldade de se definir as condições de contorno.

A atenuação dos picos de pressão causados pelo golpe de aríete foi estudada por Wahba (2008) por meio de um modelo matemático bidimensional, considerando o perfil de velocidades transitório no cálculo da tensão da parede. O escoamento mostrou-se dependente da razão entre a força gerada pelo aumento de pressão e as forças viscosas. O estudo apresentou curvas

suavizadas para a atenuação dos picos de pressão, similares aos estudos experimentais de Brunone *et al.* (2000).

Os trabalhos citados anteriormente revelam que, mesmo com numerosos estudos sobre o golpe de aríete, existem poucos estudos sobre o tema utilizando fluidos não newtonianos. O estudo do golpe de aríete não newtoniano e bidimensional foi estudado por Wahba (2013). O comportamento do escoamento do fluido é representado pela Lei de Potência. A atenuação dos picos de pressão causados pelo fechamento da válvula mostra-se maior em fluidos dilatantes, e menor em fluidos pseudoplásticos quando comparados a um fluido newtoniano.

O trabalho mais recente sobre o estudo do golpe de aríete não newtoniano foi realizado por Oliveira *et al.* (2016). O golpe de aríete de um fluido viscoplástico foi simulado numericamente utilizando o MOC, com base em um modelo unidimensional e com aproximação quase-estática para o termo viscoso. O artigo não foca apenas na formação dos picos de pressão, mas também na distribuição final de pressão na tubulação após a atenuação total das oscilações. A distribuição final pode ser positiva (maior pressão na saída da tubulação) ou negativa (menor pressão na saída tubulação) dependendo da dissipação viscosa das oscilações de pressão. Esta dissipação é quantificada por um parâmetro adimensional de maneira similar ao apresentado no trabalho de Wahba (2008).

A distribuição final de pressões em uma tubulação fechada preenchida por líquidos é também estudada nos trabalhos sobre propagação de pressão em tubos fechados. Oliveira *et al.* (2012) apresentaram um estudo numérico no qual um fluido de Bingham é pressurizado em uma tubulação fechada, conforme foi apresentado no Capítulo 1. Oliveira *et al.* (2013) comparam os resultados de simulações da transmissão de pressão com as medições de pressão em sonda de perfuração fechada preenchida por fluido de perfuração. A geometria do poço é constituída pela coluna de perfuração (tubulação cilíndrica) e tubulação anular formada pela coluna e poço perfurado, similar ao que é mostrado pela Figura 1.2. Neste caso, o espaço anular é fechado na saída do tubo anular na superfície, e o fluido confinado na geometria é pressurizado pela entrada da coluna de perfuração, também na superfície. As medições de três sensores de pressão foram analisadas: um na entrada da coluna de perfuração, outro no fundo do poço e outro posicionado no espaço anular, próximo à saída fechada. Os resultados das comparações mostram que o modelo representa adequadamente a não transmissão de pressão no fluido de perfuração. Considerando o escopo da revisão bibliográfica, não foram encontrados outros resultados experimentais sobre a transmissão de pressão em fluidos viscoplásticos. Por fim, Santos (2015) apresenta um modelo matemático bidimensional, empregado na simulação do

reinício do escoamento e transmissão de pressão em fluidos de fluidos tixotrópicos. Diferente da modelagem de Oliveira *et al.* (2012), o modelo de Santos (2015) considera que a tensão de cisalhamento no fluido não é linear ao longo do raio durante escoamentos transitórios, o que resulta em uma melhor representação do problema. Os resultados das simulações foram comparados com os mesmos dados experimentais mostrados em Oliveira *et al.* (2013), com boa concordância.

2.2.2 Trabalhos experimentais

Muitos dos trabalhos experimentais sobre a propagação de pressões em fluidos viscoplásticos são focados em situações de reinício de escoamento. Smith e Ramsden (1978) analisaram experimentalmente o reinício de escoamento de petróleo parafínico em uma longa tubulação. O estudo foca principalmente no tempo de expulsão do petróleo parafínico da tubulação após o reinício. Os resultados experimentais apresentaram boa concordância com os resultados calculados pelos autores.

Rønningesen (1992) utilizou um aparato experimental que consistia de uma longa tubulação para estimar a tensão limite de escoamento de petróleo parafínico com base na tensão na parede da tubulação τ_w durante o escoamento plenamente desenvolvido do fluido. Esta tensão é calculada por um balanço entre as forças exercidas na parede da tubulação e as forças exercidas pelo gradiente de pressão do fluido.

$$\tau_w = \frac{D\Delta P}{4L} \quad (2.7)$$

onde D é o diâmetro interno e L é a comprimento da tubulação. Assumindo que o escoamento do material gelificado se inicia na parede da tubulação (onde a tensão de cisalhamento é maior), a tensão limite de escoamento pode ser estimada pela Equação (2.7), assumindo que $\tau_w = \tau_0$ na presença de um gradiente de pressão mínimo para o reinício do escoamento, denominado por $\Delta P = \Delta P_{min}$. Os resultados para τ_w calculados com o aparato experimental foram comparados com medições de tensão limite de escoamento de testes reométricos de fluência, com erros experimentais de $\pm 15\%$ a $\pm 20\%$. Lee *et al.* (2008) utilizaram a mesma equação para comparar valores de ΔP_{min} de petróleos parafínicos medidos com uma unidade experimental e estimados a partir de testes reométricos, com concordância de aproximadamente $\pm 10\%$.

El-Gendy *et al.* (2012) realizaram ensaios experimentais de reinício de escoamento em uma tubulação utilizando a técnica PIV para visualizar o perfil de velocidades. Notou-se que, devido a presença da tensão limite de escoamento, o material gelificado em repouso apresentou um gradiente de pressão em situações nas quais a pressão de reinício imposta era insuficiente para reiniciar o escoamento. Além disso, os resultados dos experimentos com a técnica PIV mostraram que, conforme esperado, a quebra do petróleo parafínico se inicia próxima da parede do tubo.

Leôncio (2011) detalhou a construção e testes de um aparato experimental para a avaliação de pressões e vazões no reinício do escoamento de fluidos de perfuração. O procedimento experimental básico é descrito a seguir. O fluido gelificado preenchia uma longa tubulação helicoidal (de modo a ocupar menor espaço físico) instalada em uma câmara cuja temperatura era controlada. Uma bomba instalada em uma extremidade da tubulação impunha a pressão necessária para o reinício do escoamento. Enquanto ocorria o reinício do escoamento, transdutores de pressão mediam as pressões no fluido, até o que o regime permanente fosse atingido. A bancada ofereceu resultados interessantes utilizando fluidos de perfuração a base de óleo, mas a repetibilidade dos ensaios foi comprometida por diversos fatores como utilização de válvulas manuais, sistema de refrigeração de baixa potência, ausência de ventiladores de circulação de ar, complexidade do fluido em estudo e tipo de bomba inadequado, pois gerava pulsos de pressão durante o bombeamento.

Rosso (2014) estudou experimentalmente o escoamento de petróleo parafínico, em uma unidade experimental similar à de Leôncio (2011). A medição das pressões de reinício de escoamento era feita em uma tubulação helicoidal instalada em uma câmara de temperatura controlada. O aparato experimental de Rosso (2014) possuía algumas melhorias em relação à unidade de Leôncio (2011), como um sistema de refrigeração de maior capacidade e melhor controle de temperaturas. A unidade utilizada por Rosso (2014) também apresenta componentes específicos para o trabalho com petróleos parafínicos, como um banho térmico para manter a temperatura do óleo constante nas bombas seringas e na tubulação que sai das bombas até a tubulação helicoidal, e um reservatório de temperatura controlada fechado hermeticamente que evita a contaminação do fluido. No trabalho de Rosso (2014) a influência de diversos parâmetros no reinício de escoamento de óleos, como influência da temperatura, tempo de repouso, taxa de cisalhamento e vazão das bombas foi avaliada experimentalmente.

Soluções aquosas de Carbopol também foram empregadas com sucesso em experimentos de escoamento de fluidos viscoplásticos em unidades experimentais, como no estudo de

Taghavi *et al.* (2012). No trabalho, de maneira similar aos experimentos com petróleo parafínico descritos anteriormente, um fluido newtoniano é utilizado para deslocar um fluido viscoplástico de elevada tensão limite de escoamento (solução aquosa de Carbopol) em uma tubulação quase horizontal. Os autores verificaram a presença de dois regimes de escoamento: em um deles, o fluido newtoniano desloca a solução de Carbopol pelo fundo da tubulação e em outro, o fluido newtoniano se desloca pelo centro. Uma solução de Carbopol também foi empregada no estudo de Alba *et al.* (2013), que analisa os efeitos da inclinação do tubo em experimentos similares aos de Taghavi *et al.* (2012).

No experimento de Sierra *et al.* (2016), uma solução aquosa de Carbopol é empurrada por um óleo newtoniano por uma tubulação rugosa para evitar o deslizamento nas paredes, onde as pressões de escoamento são medidas. Os resultados mostraram boa concordância entre as curvas de escoamento elaboradas com resultados do reômetro e com a unidade experimental empregada no estudo. Os autores também observaram o efeito avalanche durante o reinício do escoamento, quando o fluido é submetido a uma rampa de tensão: a viscosidade diminui drasticamente no momento em que a tensão limite de escoamento é excedida.

2.3 Síntese do Capítulo 2

Neste capítulo foi apresentada uma revisão bibliográfica sobre alguns estudos de escoamentos transitórios relevantes para o presente trabalho. A revisão contempla estudos teóricos e experimentais sobre reinício de escoamento de fluidos viscoplásticos, pressurização de fluidos em tubos fechados e golpe de aríete de fluidos newtonianos e não newtonianos. Da revisão, é possível retirar as seguintes informações importantes:

- i. A compressibilidade do fluido é uma propriedade importante durante escoamentos transitórios;
- ii. durante escoamentos transitórios, a dissipação da onda de pressão é influenciada pela razão de aspecto da tubulação, viscosidade e tensão limite de escoamento do fluido;
- iii. o balanço de forças representado pela Equação (2.7) pode ser utilizado para estimar a tensão limite de escoamento de um fluido viscoplástico em uma tubulação;

- iv. soluções de Carbopol podem ser utilizadas para representar o comportamento de fluidos viscoplásticos em experimentos;
- v. a distribuição final de pressões em uma tubulação fechada preenchida por um fluido viscoplástico não é uniforme por causa da existência da tensão limite de escoamento;
- vi. adicionalmente, pesquisas publicadas sobre a transmissão de pressões em tubulações fechadas preenchidas com fluidos viscoplásticos contemplam apenas simulações numéricas, e há uma falta de estudos experimentais sobre o tema na literatura;

Como foi verificado na revisão bibliográfica, existem poucos trabalhos experimentais que estudam a transmissão de pressão em fluidos viscoplásticos em tubulações fechadas. Apenas o trabalho de Oliveira *et al.*, (2013) apresenta comparações entre simulações numéricas e resultados experimentais da transmissão de pressão. Entretanto, Oliveira *et al.*, (2013) utilizaram resultados de testes com uma sonda de perfuração da Petrobras, onde não há controle adequado das temperaturas de teste. Além disso, o procedimento de testes é complicado devido à dificuldade de operação do equipamento e também por sua complexidade, o que pode comprometer a repetibilidade. Logo, são apresentados resultados de experimentos realizados com controle adequado das variáveis do processo, como pressão e temperatura do fluido. De modo a contribuir para a repetibilidade dos testes, os procedimentos experimentais são de simples e rápida execução.

3 DESCRIÇÃO DA UNIDADE EXPERIMENTAL

Neste capítulo é descrita a concepção e funcionamento do aparato experimental utilizado nos ensaios experimentais, seguido pela descrição dos principais sistemas que compõem a unidade experimental. Por fim, são detalhados os procedimentos experimentais dos testes de transmissão de pressão.

3.1 Descrição geral do aparato experimental

O aparato experimental foi inicialmente projetado com o objetivo de avaliar experimentalmente o reinício do escoamento de fluidos de perfuração gelificados. O projeto foi baseado no trabalho de Leôncio (2011), que consistia basicamente de uma longa tubulação em uma câmara térmica de temperatura controlada, por onde escoava fluido de perfuração. Ao longo da tubulação estavam instalados sensores que mediam as pressões de escoamento durante os experimentos.

Como requisito de projeto, era necessário o controle da pressão, vazão e temperatura do fluido. De acordo com White (2009), uma bomba de deslocamento positivo é necessária para bombeamento de fluidos de alta viscosidade, o que é o caso de fluidos de perfuração, conforme mostrado em Leôncio (2011). Com base em resultados preliminares obtidos com a unidade experimental de Leôncio (2011), os picos de pressão durante o reinício de escoamento de fluidos de perfuração eram da ordem de grandeza de 5 bar. Desse modo, foi decidido que a bomba deveria operar em uma faixa de pressão de aproximadamente 0 a 10 bar. Os transdutores de pressão, por sua vez, também deveriam operar na mesma faixa, e devem estar espaçados de maneira aproximadamente igual ao longo da tubulação de testes. A faixa de temperatura de testes foi estipulada como 5°C a 30°C, de modo a verificar os efeitos da viscosidade dos fluidos nos resultados dos experimentos. Para que a temperatura do fluido fosse controlada durante os experimentos, termopares deveriam ser instalados ao longo da tubulação de testes. A razão de aspecto da tubulação de testes (razão entre diâmetro e comprimento) foi determinada de acordo com o mostrado pelo trabalho de Oliveira *et al.* (2010), da ordem de grandeza de 10^{-4} .

Foi construída uma unidade experimental que consiste de uma tubulação suficientemente longa que possibilita a verificação dos efeitos da compressibilidade do fluido durante o reinício do escoamento. A tubulação, manufaturada em formato helicoidal (serpentina), foi posicionada dentro de uma câmara térmica para controle de temperatura. O fluido é armazenado dentro de um reservatório apropriado e a temperatura da câmara e do fluido são variadas por um sistema de refrigeração e aquecimento, com base na leitura de termopares instalados ao longo do comprimento da tubulação. Uma bomba hidráulica do tipo helicoidal é utilizada para retirar o fluido do reservatório e bombeá-lo pela serpentina, onde estão instalados os transdutores de pressão que medem as pressões do fluido durante os testes. A vazão do fluido é controlada variando a rotação da bomba através do envio de sinais de corrente elétrica a um inversor de frequência, e a temperatura é ajustada pelo sistema de controle de temperatura. A Figura 3.1 mostra um esquema do aparato experimental a ser utilizado.

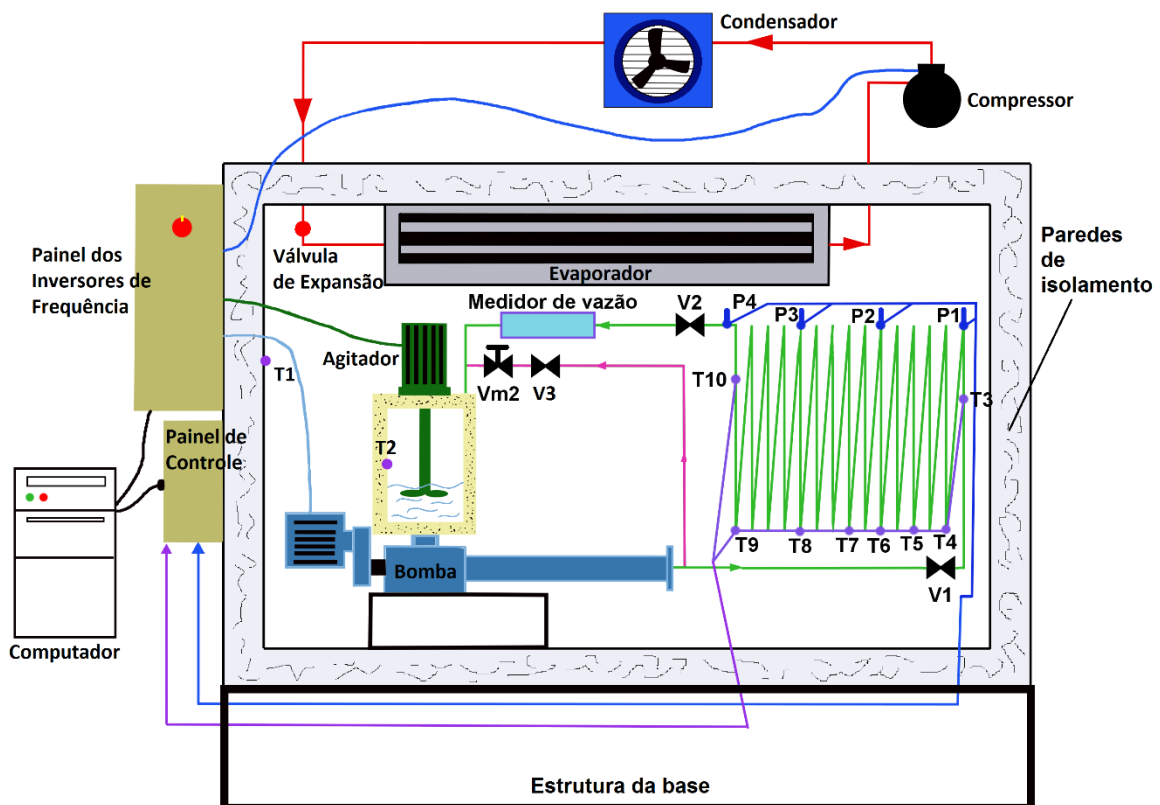


Figura 3.1 – Desenho esquemático do aparato experimental.

Na Figura 3.1, verifica-se que todo o circuito hidráulico está presente no interior da câmara térmica, possibilitando o controle da temperatura do fluido na seção de testes e também dentro do reservatório de fluido, facilitando a homogeneização das temperaturas. A unidade

experimental possui dois painéis elétricos. O primeiro é o painel dos inversores de frequência que controlam os motores da bomba, compressor e agitador de fluido. O segundo é o painel de controle, onde estão instaladas as placas de aquisição de dados. Todos os equipamentos de aquisição de dados e controle estão aterrados para evitar interferência eletromagnética nas medições. Existem duas tubulações pelas quais o fluido pode escoar. A principal delas é a tubulação de testes (em verde), composta pela válvula V1, serpentina, válvula V2 e medidor de vazões. Nesta tubulação estão localizados a maioria dos termopares (T3 a T10) utilizados no controle de temperaturas da câmara térmica, e também os transdutores de pressão P1, P2, P3 e P4, que medem as pressões no fluido de trabalho. Com V3 fechada e V1 e V2 abertas, o fluido escoar pelo trajeto em verde, passando por V1, pela serpentina, por V2 e pelo medidor de vazões, retornando ao reservatório.

A segunda é a tubulação de retorno de fluido (em rosa), composta pela válvula V3 e pela válvula manual Vm2. O fluido escoar por esta tubulação quando V1 está fechada e V3 aberta, se deslocando da bomba ao reservatório sem passar pela serpentina. Os sinais dos transdutores de pressão e termopares são enviados ao painel de controle, que é conectado ao computador da unidade experimental. O interior da unidade visto pela porta frontal da câmara térmica é mostrado na Figura 3.2. As setas em branco indicam o caminho pelo qual o fluido pode escoar. A Figura 3.3 mostra o interior da unidade experimental, com indicações para os principais equipamentos instalados e também com o caminho que o fluido percorre pelas tubulações.



Figura 3.2 - Interior da unidade experimental: parte frontal.

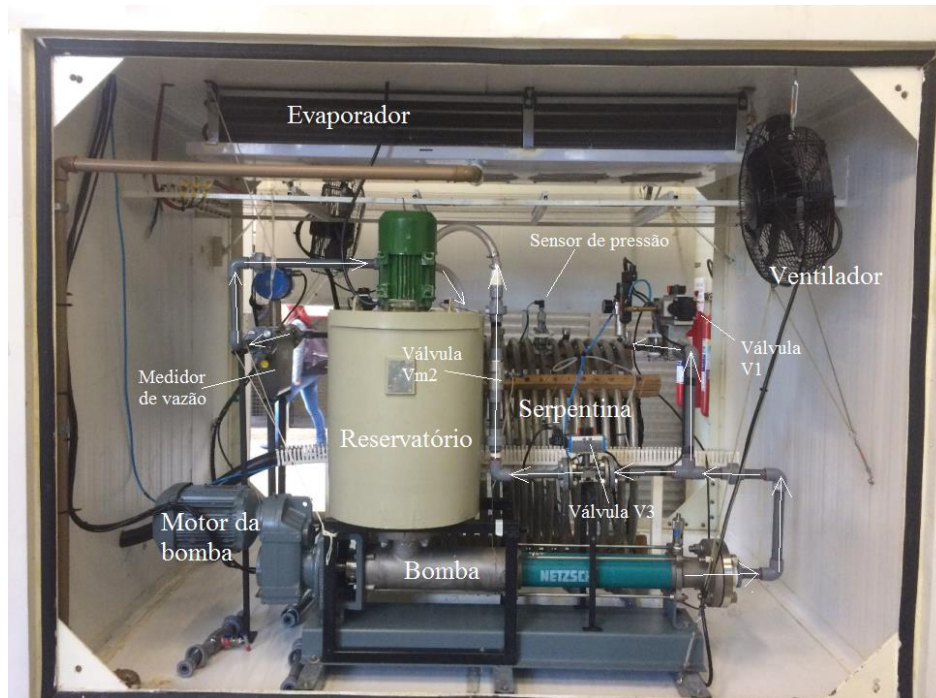


Figura 3.3 - Interior da unidade experimental: parte traseira.

3.2 Descrição dos componentes

Os componentes principais da unidade experimental são detalhados nesta seção. A descrição foi dividida em sistemas, onde cada um engloba uma função principal. O sistema hidráulico é responsável pelo armazenamento e bombeamento do fluido de trabalho. O sistema de controle de temperatura é responsável pelo resfriamento e aquecimento do fluido de trabalho. O sistema de aquisição de dados e controle é responsável pelo controle dos equipamentos e pela aquisição dos sinais de temperatura e pressão medidos. O sistema estrutural é responsável por manter a estrutura física da unidade por proporcionar o isolamento térmico ao conjunto.

3.2.1 Sistema Hidráulico

O sistema hidráulico é composto por uma bomba, serpentina, três válvulas esfera com atuadores pneumáticos, válvula manual de controle de pressões, um medidor de vazões do tipo coriolis, conexões, tubulações e um reservatório com agitador mecânico.

A bomba é do tipo helicoidal da empresa Netzsch, do modelo Nemo BY de dois estágios, que de acordo com a empresa é adequado para trabalho com fluidos de alta viscosidade e alto

teor de sólidos. A pressão máxima de trabalho é de 12 bar, e o intervalo de temperatura de operação é de -20 a 180°C. O corpo da bomba é fabricado em aço AISI 304. A bomba, sendo de deslocamento positivo, proporciona vazão aproximadamente constante em um intervalo de pressão de operação de 0 a 5 bar.

A tubulação helicoidal (serpentina) possui diâmetro interno médio de 20,45 mm, feita em aço inoxidável AISI 304, com 48,3 m de comprimento. Este comprimento é correspondente à distância entre as tomadas de pressão de entrada e saída da serpentina, ou seja, a distância entre P1 e P4. Partindo do início da serpentina de testes, o transdutor de pressão P1 foi instalado na entrada em 0 m, P2 em 16,3 m, P3 em 32,3 m e P4 em 48,3 m. O volume de fluido que pode ser armazenado na serpentina corresponde a 17,2 L. Como a tubulação helicoidal corresponde à seção de testes, quatro tomadas de pressão foram instaladas ao longo de seu comprimento, com adaptações construídas especialmente para as roscas dos transdutores de pressão. A Tabela 3.1 apresenta as principais dimensões da serpentina. O processo de medição destas dimensões e cálculo de incertezas de medição é mostrado na seção A.1.

Tabela 3.1 – Dimensões da serpentina de testes

Dimensão	Valor numérico
L_s (comprimento da serpentina)	48,3 m
$D_{méd}$ (diâmetro interno médio da serpentina)	0,02045 m
p (passo)	0,052 m
r_{esp} (raio médio de uma espira)	0,364 m
N (número de espiras da serpentina)	21
L_1 (distância de P1 a P2)	16,3 m
L_2 (distância de P2 a P3)	16 m
L_3 (distância de P3 a P4)	16 m

As tubulações que fazem as conexões entre tubulação helicoidal, bomba e reservatório são feitas de CPVC (policloreto de vinila clorado) industrial, material com maior resistência à pressão que tubulações comuns de PVC (policloreto de vinila), e apropriado para transportar materiais com alto teor de sólidos. O reservatório de fluido, fabricado pela empresa Grabe, possui raio de 410 mm e altura de 570 mm, com capacidade de 50 L. As paredes são feitas de chapas maciças de material termoplástico anticorrosivo, que são projetadas para processos industriais de agitação de misturas. O reservatório também possui um motor de 746 W acoplado em seu topo, com o propósito de acionar uma haste que agita o fluido armazenado.

As válvulas eletropneumáticas instaladas na unidade experimental (V1, V2, V3) são do tipo esfera, de corpo de aço inoxidável AISI 304, com pressão e temperatura máxima de trabalho de 250 bar e 80°C, respectivamente. Estas válvulas são abertas e fechadas por um atuador pneumático de solenoide, que é acionado por sinais elétricos enviados por computador. A automatização do processo de abertura e fechamento das válvulas facilita a operação da unidade e conseqüentemente melhora a repetibilidade dos ensaios experimentais. As válvulas podem ser operadas em diversas configurações, as quais são apresentadas juntamente com os procedimentos experimentais para facilitar o entendimento do leitor. Entretanto, o controle das válvulas possui uma limitação: as válvulas não podem ser operadas individualmente, ou seja, o operador não consegue atuar as válvulas V1, V2 e V3 separadamente durante o mesmo teste. Caso o operador deseje manter alguma válvula permanentemente aberta ou fechada, basta abrir (ou fechar) a válvula manualmente e desconectar o seu cabo de energia, impossibilitando o acionamento pelo computador. A válvula V3 é mostrada como exemplo na Figura 3.4; as válvulas V1 e V2 são idênticas em seu funcionamento e operação

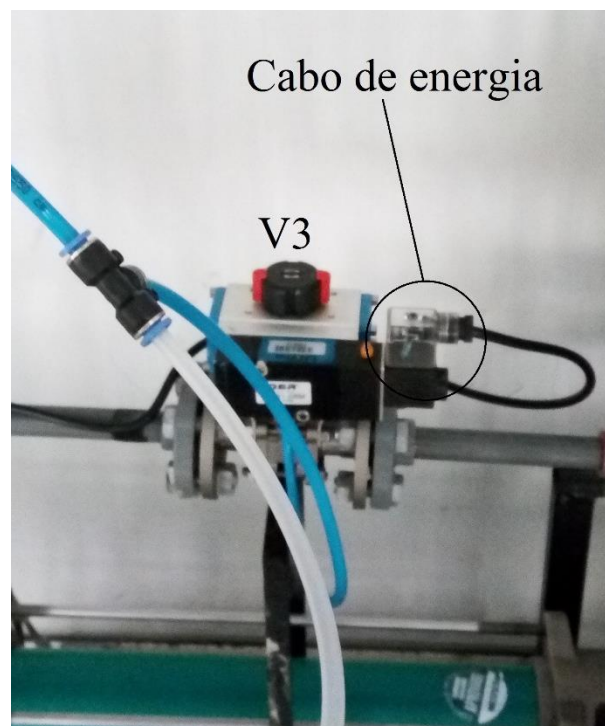


Figura 3.4 - Exemplo de válvula eletropneumática (na imagem: V3).

Em adição às válvulas eletropneumáticas, foi instalada na tubulação de retorno uma válvula manual (Vm2) do tipo agulha fabricada pela empresa Parker, também de aço

inoxidável. Esta válvula foi instalada após a válvula automática V3 na tubulação de retorno. A válvula Vm2 é utilizada principalmente para restringir a vazão pela tubulação de retorno durante os testes de pressurização da serpentina pela restrição do escoamento, aumentando a pressão na serpentina. Esta válvula é totalmente fechada em aproximadamente 6 e $\frac{3}{4}$ voltas. A válvula é conectada à tubulação por meio de conexões roscadas, sendo de fácil substituição caso seja necessário utilizar apenas a tubulação sem válvulas. A válvula Vm2 é mostrada na Figura 3.5. Adicionalmente, uma válvula manual idêntica a Vm2, chamada de Vm1, pode ser instalada após o medidor de vazão para restringir a vazão de fluido na serpentina. Entretanto, esta válvula só foi instalada durante os testes de elaboração da curva da bomba (mais detalhes no Apêndice A), e por este motivo está ausente da Figura 3.1 a Figura 3.2.



Figura 3.5 - Válvula manual do tipo agulha: Vm2.

3.2.2 Sistema de controle de temperatura

O sistema foi projetado para manter a temperatura da câmara entre 30°C e 5°C, intervalo de temperatura no qual os testes são realizados. Os principais equipamentos instalados são um sistema de refrigeração por compressão mecânica de vapor e um conjunto de resistências elétricas de alta potência. Além disso, quatro ventiladores sopradores de 350 mm de diâmetro

e com potência de 200 W cada foram instalados, com o objetivo de homogeneizar a temperatura do interior da câmara térmica.

Foi instalada uma unidade condensadora HCM 40 da empresa Danfoss, que consiste do compressor e condensador em um mesmo equipamento. O equipamento possui capacidade de refrigeração de aproximadamente 8200 W a temperatura ambiente de 32°C e temperatura de evaporação de -5°C, funcionando com o fluido de refrigeração R-22. O evaporador, que está instalado na parte superior do interior da câmara térmica, é o modelo Thermokey DF54RDE. Suas dimensões são de 1680 mm de comprimento, 768 mm de largura e 225 mm de altura.

As resistências elétricas possuem a função de aquecer a câmara térmica e mantê-la constante. Para manter um patamar constante de temperatura na câmara, foi empregado um controlador do tipo PID no *software* de controle e aquisição de dados, que regula as taxas de aquecimento e resfriamento da câmara com base em uma temperatura desejada, selecionada no *software* de controle. Para que a câmara fosse aquecida rapidamente, foram instaladas 24 resistências totalizando 12000 W de potência para o aquecimento. As resistências do tipo mola foram escolhidas por seu baixo custo e baixa inércia térmica. O evaporador e as resistências são mostrados instalados na parte superior câmara térmica pela Figura 3.6.

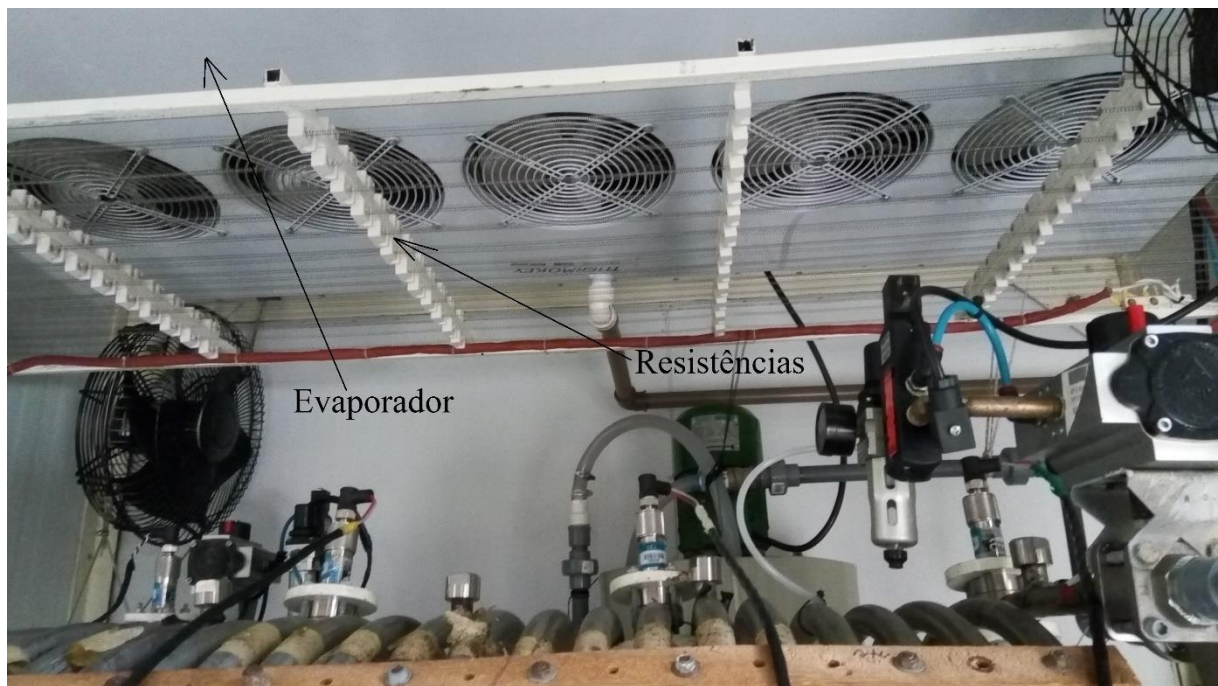


Figura 3.6 - Evaporador e resistências de aquecimento.

3.2.3 Sistema de controle e aquisição de sinais

O sistema de controle e aquisição de sinais é composto por transdutores de pressão, termopares, placas de aquisição de dados e de controle, um computador e o *software* de aquisição e controle. Os transdutores de pressão, fabricados pela empresa Wika – do modelo P-31, foram instalados nas tomadas de pressão P1 a P4 na tubulação helicoidal (ver Figura 3.1). Os instrumentos medem pressão relativa e possuem sensor protegido por diafragma para evitar a aderência de fluido gelificado no sensor. A medição de pressão é enviada para a placa de aquisição de dados na forma de um sinal analógico de corrente de 4 a 20 mA, e a incerteza de medição é de 0,1% da faixa total de medição. O sinal de corrente é posteriormente convertido para pressão em bar. O material do equipamento é aço inoxidável AISI 316Ti, com rosca do tipo BSP de ½” para encaixe na tubulação. A frequência de medição dos transdutores de pressão é de 1 kHz e a faixa de medição dos transdutores de pressão da serpentina é a mesma para todos eles: 0 a 16 bar. Um transdutor de pressão atmosférica também foi adquirido do mesmo fabricante e posicionado fora da câmara térmica. Os transdutores de pressão estão ligados à placa de aquisição de dados, posicionada no painel de controle. O transdutor de pressão na tomada de pressão P2 na serpentina é mostrado na Figura 3.7 como exemplo.



Figura 3.7 - Transdutor de pressão P-31 na tomada de pressão P2.

Os termopares são do tipo T, modelo SA1-T-120, da empresa Omega. O intervalo de medição do termopar selecionado é de -250 a 300°C, com limite padrão de erro de 0,75% nesta faixa de temperaturas e tempo de resposta de 0,3 segundos. O sinal de corrente elétrica de saída dos termopares também é analógico, e é posteriormente convertido em temperatura em °C. Oito termopares (T3 a T10 na Figura 3.1) foram instalados ao longo da tubulação helicoidal, enquanto um deles (T1) foi instalado em uma das paredes da câmara térmica e outro (T2) foi instalado no reservatório de fluido. Os termopares estão ligados à placa de aquisição de dados de temperatura, posicionada no painel de controle. Nota-se que as indicações dos termopares T1 a T10 na Figura 3.1 não representam as posições exatas dos termopares instalados na serpentina, pois a imagem é meramente ilustrativa.

Os sinais de pressão e temperatura são coletados por placas de aquisição de sinais de corrente elétrica da National Instruments, modelos NI 9213 (entrada analógica para sinal de termopares) e NI 9203 (entrada analógica para sinal dos transdutores de pressão). Uma placa de saída analógica NI 9265 também foi instalada para enviar sinais de corrente aos inversores de frequência do compressor do sistema de refrigeração, do motor da bomba e do motor agitador, de modo a controlar a rotação dos motores destes equipamentos. Por fim, foi adquirido um módulo de saída digital NI 9474 que envia sinais digitais para ligar e desligar o sistema de refrigeração, bomba, motor do agitador e resistências elétricas, além de realizar a abertura e o fechamento das válvulas pneumáticas. As placas de controle foram instaladas no painel de controle da unidade experimental. Por meio do *software LabVIEW* (ano 2012), da National Instruments, o controle das temperaturas, vazões, e equipamentos da unidade é feito por um computador.

O medidor de vazões utilizado nos experimentos, mostrado na Figura 3.8, é do modelo TCM-5500, do tipo Coriolis fabricado pela empresa Tricor. O medidor foi instalado após a válvula V2, pois não havia espaço para instalá-lo logo após a bomba. O corpo do equipamento é de aço inoxidável, e a máxima vazão mássica que pode ser medida é de aproximadamente 1,53 kg/s, com precisão de $\pm 0,1\%$ da medição. Além disso, o medidor é capaz de medir a temperatura do fluido e massa específicas de 0 a 4500 kg/m³.



Figura 3.8 - Medidor de vazões do tipo coriolis TCM-5500.

3.2.4 Sistema estrutural

As paredes da câmara são compostas de placas de poliestireno expandido, revestidas por chapas de aço, que proporcionam maior resistência mecânica. As dimensões internas da câmara são: 1500 mm de altura, 1500 mm de largura e 2100 mm de comprimento. As paredes possuem espessura de 100 mm para providenciar maior isolamento térmico. A câmara e todos os equipamentos nela instalados são sustentados por uma estrutura de tubos quadrados de aço de 50 mm, com 2 mm de espessura. Foram usados quatro amortecedores de vibração na base da estrutura, que são capazes de resistir às altas cargas estáticas. A Figura 3.9 mostra o exterior do frontal do aparato experimental, e a Figura 3.10 mostra os painéis elétricos, computador e porta traseira.



Figura 3.9 – Porta frontal do aparato experimental



Figura 3.10 – Porta traseira, painéis elétricos e computador

3.3 Funcionamento dos componentes e do sistema hidráulico

Para iniciar o funcionamento da unidade experimental, deve-se primeiramente ligar a chave geral, instalada no painel elétrico, para providenciar a alimentação de energia. O no-break

do computador deve ser ligado em seguida, para que o computador e o sistema de aquisição de dados permaneçam funcionando caso ocorra uma queda de energia. Por fim, o computador deve ser iniciado e o programa de controle no *LabVIEW* deve ser aberto. O programa *LabVIEW* realiza os seguintes comandos de controle dos equipamentos:

- i. Liga e desliga a bomba, agitador de fluido, sistema de refrigeração e aquecimento;
- ii. Controle da vazão da bomba, da rotação do motor do agitador, da rotação do compressor do sistema de refrigeração e da potência das resistências de aquecimento;
- iii. Abertura e fechamento das válvulas eletropneumáticas da tubulação;
- iv. Gravação dos dados de pressão e temperatura medidos;

Na interface do usuário existem duas telas. Quando um experimento está em progresso, uma das telas mostra um gráfico de pressão em função do tempo, atualizada em tempo real enquanto o experimento ocorre. Ao lado da tela das pressões medidas, valores numéricos das grandezas medidas pelos transdutores e pressão e medidor de vazão são mostrados ao usuário, também em tempo real e atualizados a cada segundo. A outra tela mostra um gráfico de temperatura medida por cada termopar em função do tempo, com base nas leituras dos termopares instalados no aparato experimental.

O próximo passo é verificar as conexões das tubulações e dos transdutores de pressão, além de certificar que o reservatório e a bomba estejam preenchidos por fluido, já que a bomba não deve ser acionada em vazio. Após esta etapa, o sistema de refrigeração deve ser acionado para que seu funcionamento seja verificado. Para isso, uma temperatura desejada é digitada no painel do *LabVIEW* e o controle de temperaturas é ligado para que a câmara seja resfriada ou aquecida até atingir este valor. A manutenção do patamar de temperatura também é automatizada pelo programa.

Para que se possa ligar a bomba, deve-se selecionar o valor da corrente enviada ao inversor de frequência usando um seletor no *LabVIEW*, de 0 a 20 mA. Com base no sinal de corrente selecionado, o motor da bomba funciona em uma rotação correspondente. Por exemplo, 0 mA a vazão da bomba é nula (rotação do motor nula), e a 20 mA a vazão imposta é máxima, com rotação do motor da bomba de 105 rpm. Logo, para relacionar a rotação do motor para cada valor de corrente, basta multiplicar o valor do sinal de corrente em mA por 5,25, para obter o valor da rotação do motor da bomba em rpm. Foi decidido controlar a bomba pelo sinal de corrente ao invés da rotação por motivos de segurança, de modo a impedir uma sobrecarga do motor se este estiver funcionando com fluidos de viscosidade muito alta.

Para acionar a bomba, o botão de liga-desliga é selecionado no programa do *LabVIEW*. O fluido é bombeado do reservatório instalado acima da bomba para o início da tubulação helicoidal. Caso seja necessário ligar o motor agitador do reservatório, seleciona-se um valor de sinal elétrico de corrente de 0 a 20 mA no *software*, e em seguida aciona-se o botão de liga-desliga. A relação entre rotação do motor e valor de corrente enviado ao inversor de frequência é similar à bomba.

Considerando a configuração padrão das válvulas do aparato experimental, quando V1 e V2 estão abertas e V3 fechada, o fluido passa por toda a seção de testes e retorna ao reservatório. Se as válvulas da serpentina estiverem fechadas, significa que a válvula de retorno de fluido V3 está aberta, portanto neste caso o fluido é bombeado pela tubulação de retorno ou recirculação em direção ao reservatório. Na tubulação de retorno, o fluido do reservatório pode circular enquanto o fluido dentro da serpentina estiver em repouso, visto que as válvulas V1 e V2 são mantidas fechadas. As válvulas também são operadas no programa do *LabVIEW*. A Tabela 3.2 mostra a configuração padrão das válvulas da tubulação. É válido notar que esta configuração pode ser alterada de acordo com a necessidade do procedimento de quaisquer testes propostos. Por exemplo, é possível manter V2 fechada e V3 aberta, e apenas controlar a abertura ou fechamento de V1.

Tabela 3.2 – Configuração das válvulas para escoamento na tubulação principal e na tubulação de retorno

V1	V2	V3
ABERTA	ABERTA	FECHADA
Fluido circula pela serpentina em verde mostrada na Figura 3.1		
FECHADA	FECHADA	ABERTA
Fluido circula pela tubulação de retorno em rosa mostrada na Figura 3.1		

3.4 Síntese da verificação da unidade experimental

Uma etapa essencial de qualquer estudo experimental é a verificação da unidade experimental utilizada. Para este fim, foram realizados os seguintes procedimentos de verificação:

- (a) Cálculo das principais incertezas de medição.
- (b) Verificação do controle de temperaturas.

- (c) Verificação da calibração do medidor de vazão do tipo Coriolis.
- (d) Elaboração da característica da bomba para água e solução aquosa de glicerina.
- (e) Influência da geometria da serpentina nas medições de pressão

A seguir é feita uma síntese com os principais resultados desta verificação. Descrições mais detalhadas sobre a etapa de verificação estão presentes no Apêndice A e C.

3.4.1 Cálculo das principais incertezas de medição

As incertezas de medição da unidade experimental foram calculadas por expansões de série de Taylor. As principais incertezas avaliadas foram as seguintes: incertezas de medição do diâmetro médio e do comprimento da serpentina, e a incerteza da medição do fator de atrito na tubulação com base nas medições de pressão e vazão em um teste de circulação de água em vazão máxima, que está relacionada à medição das pressões e vazões da unidade experimental. As incertezas especificadas pelos fabricantes dos equipamentos estão especificadas na Seção 3.2. As incertezas calculadas estão resumidas abaixo:

- (a) Incerteza do comprimento da serpentina: $\pm 0,3\%$.
- (b) Incerteza do diâmetro médio da serpentina: $\pm 0,1\%$.
- (c) Incerteza da medição do fator de atrito durante circulação de água à máxima vazão: $\pm 2,7\%$

O valor da incerteza (c) foi empregado na verificação das medições de pressão da unidade experimental mostrada na Seção C.3. Mais detalhes sobre o cálculo das incertezas são apresentados no Apêndice A, seção A.1.

3.4.2 Verificação da calibração do medidor de vazões

O objetivo desta etapa é comparar as vazões mostradas pelo medidor de vazões com medições manuais de vazão, de modo a verificar se o equipamento está calibrado corretamente. Primeiramente, a tubulação é aberta na saída após o medidor de vazão. A bomba é ligada para que água escoe pela serpentina aberta na saída, até um balde de capacidade de 2 L. O tempo de preenchimento do balde é cronometrado enquanto a vazão é medida pelo medidor do tipo

Coriolis. Quando são preenchidos 2 L de água no balde, o cronômetro é interrompido. Então, o tempo de preenchimento é dividido pela massa de água no balde, resultando na vazão manual. Por fim, a vazão manual foi comparada com a vazão do medidor de vazões, resultando em um máximo desvio percentual absoluto de 3%, o que indicou que o equipamento estava calibrado corretamente. Mais detalhes sobre este teste são mostrados na Seção A.2 do Apêndice A.

3.4.3 Verificação do controle de temperaturas

Na seção A.3 do Apêndice A é detalhado o teste de verificação do controle de temperaturas. Desejava-se verificar se o sistema de refrigeração e aquecimento era capaz de resfriar (ou aquecer) a câmara térmica em menos de uma hora – tempo estimado para que os testes experimentais não fossem demasiadamente longos. Além disso, era necessário verificar a estabilização das temperaturas após o resfriamento ou aquecimento. Foram executados dois testes para a verificação do controle de temperaturas da câmara térmica. No primeiro, para temperatura da câmara térmica é resfriada de 30°C para 5°C, enquanto as medições de todos os termopares instalados na serpentina são observadas. No segundo, a câmara térmica é aquecida de 5° para um patamar de 30°C. Foi observado que o tempo aproximado de resfriamento e aquecimento foi de 30 e 22 minutos, respectivamente. Foi verificado um desvio de 0,4°C em relação ao patamar especificado no programa durante cada teste, indicando que o controle de temperaturas funcionava como esperado.

3.4.4 Curvas características da bomba

Experimentos de elaboração da curva característica da bomba foram executados com água e a solução aquosa de glicerina. Curvas características de bombas são plotadas a uma rotação constante do rotor da bomba, na forma de gráficos de pressão de descarga em função da vazão (WHITE, 2009). Resumidamente, o procedimento experimental consiste em circular água (ou a solução de glicerina) pela serpentina a uma rotação constante do motor da bomba. O escoamento é estrangulado pelo fechamento parcial de uma válvula manual agulha (Vm1), que é instalada no final da tubulação principal após o medidor de vazão. À medida em que a válvula é estrangulada, a vazão da bomba diminui enquanto a pressão na saída da bomba (sensor

P1) aumenta. As curvas características de pressão em função da vazão para ambos os fluidos (considerando as mesmas rotações da bomba) foram comparadas. Foi observada melhor eficiência volumétrica (razão entre a vazão sem restrição pela válvula Vm1 e escoamento com restrição) durante o escoamento da glicerina. Isto mostra que a bomba utilizando a solução de glicerina como fluido de trabalho consegue bombear maiores vazões em um determinado patamar de pressão, quando comparada com a água. Logo, a bomba é mais adequada para bombear fluidos de alta viscosidade. Os resultados detalhados e as curvas características são mostradas na Seção A.4.

3.4.5 Influência da geometria helicoidal da serpentina

A última etapa é a verificação da influência da geometria da tubulação da unidade experimental nas medições de pressão. Inicialmente, é feita uma breve revisão sobre escoamentos de fluidos em tubulações helicoidais, mostrada na seção C.1. Em seguida foi realizado o estudo de escoamentos laminares, utilizando soluções aquosas de glicerina e de Carbopol. Os fluidos foram circulados na serpentina a diferentes valores de vazão, em temperaturas de 5°C, 15°C e 25°C. O fator de atrito proveniente das medições de pressão e vazão foi comparado com o fator de atrito calculado por correlações para tubos helicoidais e retos publicadas na literatura. Os resultados foram plotados em gráficos de f em função do número adimensional Dn , (Número de Dean), que representa uma modificação do número de Reynolds para tubos curvos de modo a incluir a influência da força centrípeta (DEAN, 1927). Foi verificado que o desvio entre o fator de atrito medido e calculado para tubos retos aumenta com o valor de Dn . Ou seja, quanto maior o Dn , maior será o desvio de f em tubos helicoidais. O mesmo teste foi feito com a água, para verificar a influência da geometria durante escoamentos turbulentos, que no caso de tubos helicoidais acontece com $Re > 10000$. Com base nas incertezas de medição calculadas, verificou-se que os fatores de atrito medidos na unidade experimental apresentaram boa concordância com os fatores de atrito calculados por uma correlação para tubos helicoidais apresentada por Rennels e Hudson (2012). Por fim, acredita-se que a geometria da serpentina não influencia nas medições durante os testes de transmissão de pressão. Como o fluido se encontra confinado na tubulação, não há escoamento, e os números de Dean durante os testes provavelmente são baixos. Maiores detalhes sobre este estudo são apresentados no Apêndice C.

3.5 Procedimentos experimentais

A seguir são detalhados os procedimentos experimentais utilizados nos seguintes experimentos com fluidos confinados na serpentina fechada: transmissão de pressão com pressurização lenta e transmissão de pressão com pressurização rápida. O primeiro deles consiste em pressurizar gradualmente o fluido na serpentina. O segundo teste consiste em rapidamente pressurizar a serpentina, em um intervalo de tempo de alguns milissegundos. Os testes com a água e solução aquosa de glicerina, que foram executados antes dos testes com a solução aquosa de Carbopol, têm os seguintes objetivos específicos:

- i. Verificar se a unidade experimental é capaz de medir pressões no regime transitório.
- ii. Demonstrar a transmissão de pressão em fluidos newtonianos
- iii. Comparação com os resultados de experimentos com solução de Carbopol.
- iv. Análise dos picos de pressão e oscilações transitórias após a rápida pressurização dos fluidos.
- v. Comparar os resultados com simulações numéricas, para mostrar que estão coerentes com a literatura.

A etapa inicial, que é a mesma para todos os testes, é a estabilização de temperaturas. Para verificar o efeito de altas e baixas temperaturas na transmissão de pressões, todos os testes foram executados a 5°C e 25°C. Inicialmente, aciona-se o sistema de controle de temperaturas, de modo que a temperatura da câmara térmica se estabilize nos valores desejados. O fluido de trabalho deve circular pela serpentina (V1 e V2 abertas, V3 fechada), de modo a facilitar a homogeneização das temperaturas do fluido. Com as temperaturas estabilizadas, os testes de pressurização da serpentina podem ser iniciados. A seguir são apresentados os procedimentos experimentais para ambos os testes de transmissão de pressão.

3.5.1 Transmissão de pressão: pressurização lenta do fluido

Durante a etapa de planejamento dos testes, inicialmente pensou-se em pressurizar o fluido confinado no interior da serpentina, ligando-se a bomba e mantendo as válvulas de saída, V2, e de retorno, V3, fechadas e a de entrada, V1, aberta. Como o limite máximo de pressão da bomba de 12 bar não deve ser superado, ela deve ser desligada antes que este valor seja atingido.

Entretanto, o tempo máximo de pressurização, que pode ser calculado por um balanço de massa na serpentina, é da ordem de 0,1 segundos, o que significa que a bomba deve ser ligada e desligada dentro deste intervalo de tempo. Como o controle deste processo seria muito difícil de ser realizado, optou-se por um procedimento alternativo, onde a bomba não é desligada.

Primeiramente é feito o controle de pressão na serpentina fechada, durante o qual somente V2 é mantida fechada, enquanto que V1 e V3 permanecem abertas. A bomba é então ligada de modo que o fluido escoe apenas pela tubulação de retorno. Como a válvula manual Vm2 causa uma restrição ao escoamento na tubulação de retorno, o fluido a montante desta válvula, incluindo o que entra na serpentina, fica todo pressurizado. Portanto, o percentual de abertura de Vm2 pode ser ajustado para que a pressão na serpentina atinja um valor desejado. Ou seja, quanto mais restrita está a abertura em Vm2, maior a pressão na serpentina. Assim, a distribuição de pressões na serpentina é mantida constante com a circulação do fluido pela tubulação de retorno. Com o procedimento de controle de pressões definido, os testes de transmissão de pressões podem ser executados.

A Figura 3.11 mostra o procedimento experimental de pressurização lenta na forma de um fluxograma, e também um esquema do percurso do fluido de trabalho durante a execução do teste para facilitar o entendimento. O trajeto em verde mostra o escoamento do fluido pelo retorno, e as linhas em vermelho mostram o fluido de trabalho que é pressurizado quando confinado na tubulação fechada. Após esta etapa inicial de estabilização de temperaturas na câmara térmica, as válvulas V1, V3 e Vm2 (inicialmente totalmente aberta) devem permanecer abertas, e V2 fechada. Em seguida, verifica-se que não existem muitas bolhas de ar na tubulação de testes e nas tomadas de pressão, e ajusta-se a restrição em Vm2 para que a pressão desejada seja alcançada. O teste é iniciado acionando a gravação de dados, e 15 s depois, a bomba é ligada em uma determinada rotação. A bomba acelera do repouso até a rotação especificada, pressurizando o fluido até a pressão estabelecida através da restrição da válvula Vm2. O tempo de aceleração do rotor da bomba é proporcional à rotação do motor, ou seja, são necessários 10 s para que o motor acelere até 105 rpm; e 5 s para que o motor atinja uma rotação constante de 52,5 rpm, por exemplo. Decorridos 90 s do início do teste, desliga-se a bomba, e após 150 s encerra-se o teste, desligando a gravação de dados. Foram planejadas três medições para cada teste, de modo a avaliar a repetibilidade dos resultados.

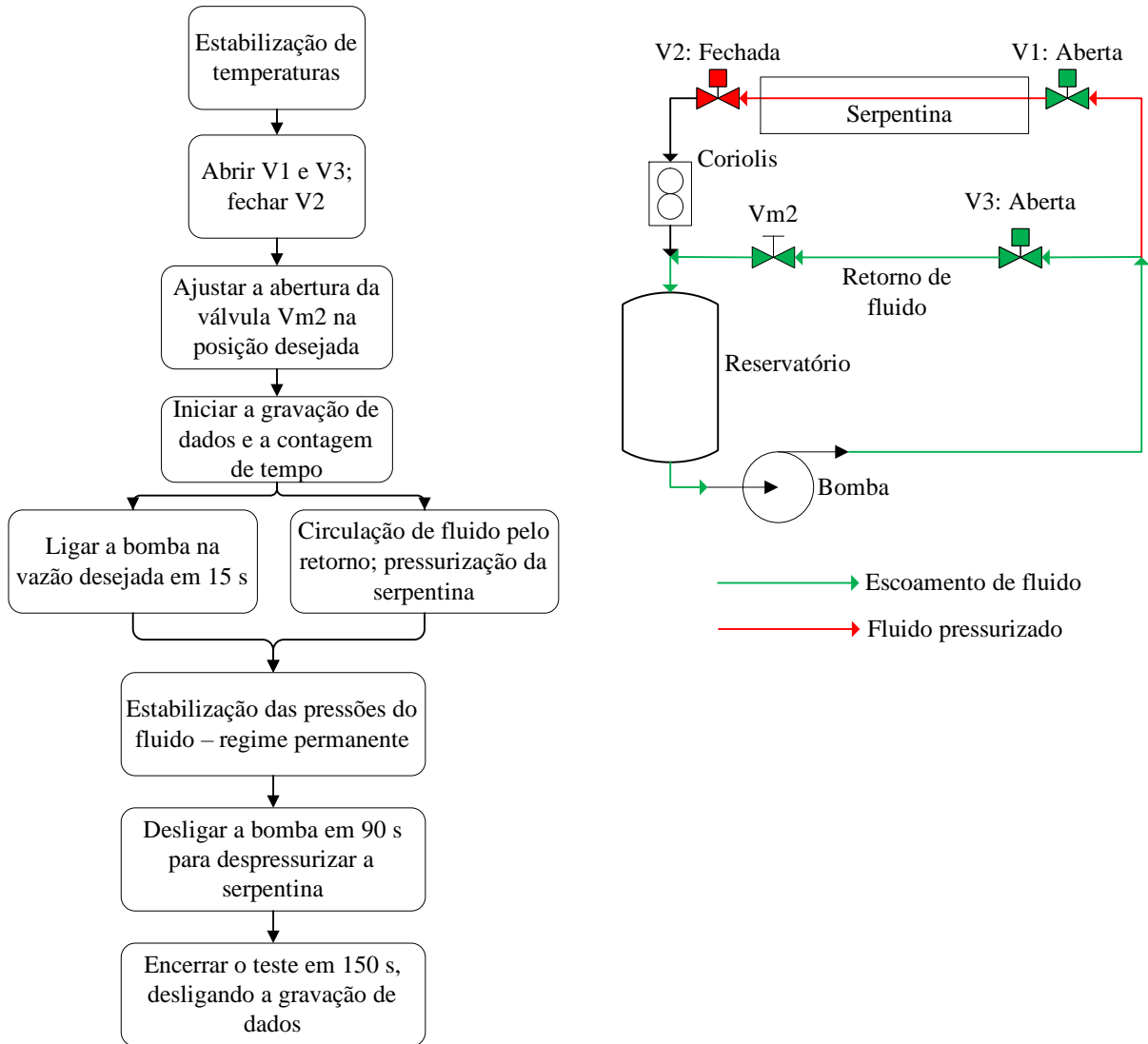


Figura 3.11 – Fluxograma para testes de transmissão de pressão: pressurização lenta da serpentina; esquema do escoamento de fluido no sistema hidráulico durante o experimento.

Decidiu-se pressurizar o fluido a baixas pressões, próximas de 3 bar, e a altas pressões, próximas de 9 bar, de modo a verificar o efeito da pressurização do fluido durante a transmissão de pressão. O total de testes é, portanto, 12 para cada fluido utilizado – foram planejados no total 24 testes de transmissão lenta para a água e solução de glicerina. A matriz de testes utilizada é mostrada na da Tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Matriz de testes para experimentos de pressurização lenta com água e solução de glicerina.

Variáveis	Nível de pressurização		
	Condições	Baixa pressão	Alta pressão
Temperatura	5°C	3 testes	3 testes
	25°C	3 testes	3 testes
	Número total de testes para cada fluido:		12

Dois tipos diferentes de testes de pressurização lenta foram realizados para a solução de Carbopol. O primeiro teste de pressurização tem o objetivo de verificar a influência da distribuição inicial de pressão nos perfis de pressão finais após a pressurização lenta, pois as pressões iniciais na serpentina preenchida por fluido viscoplástico não são nulas como acontece com fluidos newtonianos. A condição inicial 1 e 2 são chamadas de DI1 e DI2, respectivamente. Maiores detalhes sobre os testes de transmissão de pressão nas duas condições iniciais de pressurização são apresentados na Seção 5.2.3. Portanto, como existe mais uma variável de influência, o número de experimentos com o fluido é duplicado, como mostrado na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 – Matriz de testes para experimentos de pressurização lenta (solução de Carbopol) – avaliação da influência da condição inicial de pressurização da serpentina

Variáveis	Nível de pressurização						Variáveis
	Condições	Baixa pressão	Alta pressão	Baixa pressão	Alta pressão	Condições	
Temperatura	5°C	3 testes	3 testes	3 testes	3 testes	DI1	Distribuição inicial
	25°C	3 testes	3 testes	3 testes	3 testes	DI2	
	Número de testes				24		

O segundo tipo de experimento de pressurização lenta da solução de Carbopol possui o objetivo de calcular a tensão de cisalhamento na parede da serpentina, de modo a estimar a tensão limite de escoamento. Para este fim, o fluido confinado na serpentina é analisado em três condições: despressurizado na Distribuição Inicial 1 ou DI1 (maiores detalhes na Seção 5.2.3), pressurizado em média pressão, e pressurizado em alta pressão. Como mostrado na Tabela 3.5, foram executados 18 testes deste tipo.

Tabela 3.5 – Matriz de testes para experimentos de pressurização lenta (solução de Carbopol) – cálculo da tensão de cisalhamento na parede da serpentina

Variáveis	Nível de pressurização			
	Condições	Baixa pressão (fluido despressurizado)	Média pressão	Alta pressão
Temperatura	5°C	3 testes	3 testes	3 testes
	25°C	3 testes	3 testes	3 testes
	Número de testes	18		

3.5.2 Transmissão de pressão: pressurização rápida do fluido

A diferença entre os testes de transmissão de pressão com pressurização rápida e lenta está no controle da abertura da válvula V1. Como no teste anterior, as válvulas V3 e Vm2 são mantidas abertas, e V2 fechada. A válvula V1, por sua vez, é mantida inicialmente fechada para que o fluido circule pela linha de retorno, e é aberta apenas no momento em que a serpentina deve ser pressurizada. Como no teste anterior, o controle de pressões do sistema pode ser feito pela modificação da abertura da válvula Vm2.

A Figura 3.12 mostra o procedimento experimental na forma de um fluxograma e um esquema do trajeto do fluido de trabalho no sistema hidráulico durante o teste para facilitar o entendimento. O trajeto em verde mostra o escoamento do fluido pelo retorno, e as linhas em vermelho mostram o fluido pressurizado na serpentina fechada. Após feita a estabilização das temperaturas e a configuração da abertura das válvulas, incluindo o número de voltas desejado na válvula Vm2, a gravação é iniciada. Logo em seguida, a bomba é acionada na rotação desejada para circular pela linha de retorno, já que V1 está inicialmente fechada. O escoamento do fluido de trabalho é mostrado em verde na mesma imagem. Após 15 s circulando pela linha de retorno, a válvula V1 é aberta para pressurizar instantaneamente o fluido confinado na serpentina por mais 75 s. Decorrido este tempo total de 90 s, desliga-se a bomba e 150 s após o início do teste, a gravação de dados é interrompida, finalizando o experimento. Três medições devem ser realizadas para a combinação de temperatura e pressão de regime permanente desejada. Os testes de pressurização rápida também foram executados com patamares de baixa pressão e alta pressão, com o planejamento dos testes mostrado na Tabela 3.6.

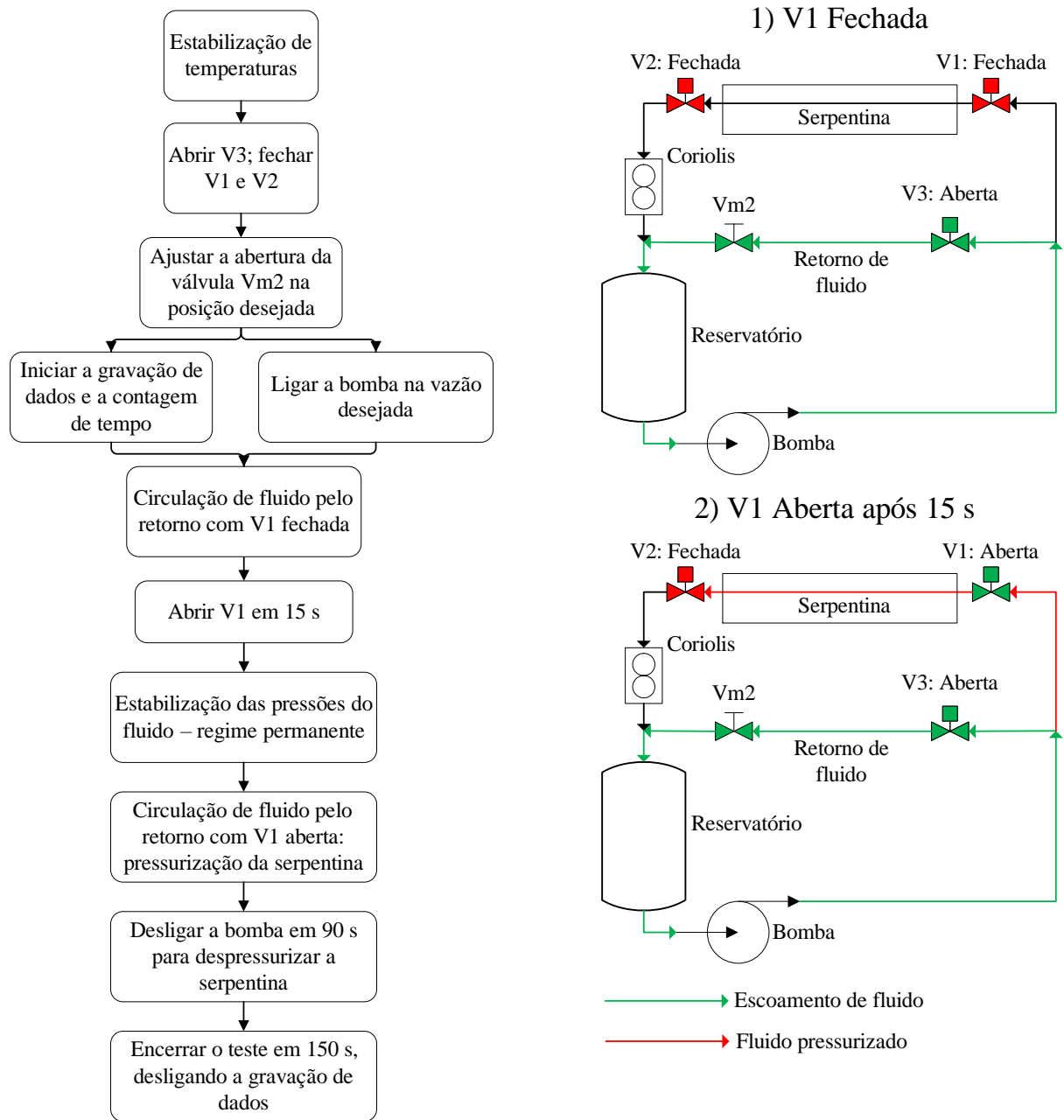


Figura 3.12 – Fluxograma para testes de transmissão de pressão: pressurização rápida da serpentina; esquema do escoamento de fluido no sistema hidráulico durante o experimento.

Tabela 3.6 - Matriz de testes para experimentos de pressurização rápida (água, solução de glicerina e solução de Carbopol, considerando apenas a condição inicial 1).

Variáveis	Nível de pressurização		
	Condições	Baixa pressão	Alta pressão
Temperatura	5°C	3 testes	3 testes
	25°C	3 testes	3 testes
	Número total de testes para cada fluido:		12

3.6 Síntese do Capítulo 3

Neste capítulo foi apresentada uma revisão dos principais componentes da unidade experimental que é utilizada na execução dos testes de transmissão de pressão. As suas funções foram separadas em sistemas, para melhor organizar o detalhamento dos componentes. Também foi feito um desenho esquemático da unidade experimental, mostrando os sistemas apresentados. O princípio básico de funcionamento do aparato experimental foi detalhado. A Tabela 3.7 mostra uma síntese das principais funções de cada sistema. Mais detalhes sobre o projeto da unidade experimental podem ser encontrados em Mitishita (2014).

Tabela 3.7 – Síntese de funções dos sistemas do aparato experimental

Sistema	Funções principais
Hidráulico	<p>Bombeamento de fluido para a tubulação de testes. Faixa de pressões de trabalho: 0 a 12 bar</p> <p>Tubulação longa o suficiente de modo a considerar a compressibilidade nos ensaios de reinício de escoamento propagação de pressões. $D_{\text{méd}} = 0,02045$ m; $L_s = 48,3$ m.</p> <p>Conexões, reservatório e válvulas eletropneumáticas devem ser aptos ao trabalho com fluidos de perfuração.</p> <p>Medidor de vazões coriolis: faixa de vazões de 0 a 1,53 kg/s</p>
Refrigeração e aquecimento	<p>Sistema de refrigeração e aquecimento deve manter adequadamente um patamar de temperatura e o aquecimento ou refrigeração devem ser de curta duração. Temperaturas de trabalho: 5°C a 25°C.</p> <p>Promover a circulação de ar adequada na câmara para possibilitar a homogeneização de temperaturas.</p>
Aquisição de Dados	<p>Transdutores de pressão para a medição de pressões de fluido na tubulação helicoidal, e termopares para a medição de temperaturas na câmara. Faixa de medição de 0 a 16 bar.</p> <p>Software de controle dos equipamentos e aquisição de dados – <i>LabVIEW</i>.</p>
Isolamento e Estrutural	<p>Câmara térmica isola termicamente os componentes dentro dela.</p> <p>Câmara de isolamento com dimensões suficientes para comportar a bomba, a tubulação helicoidal, o evaporador do sistema de refrigeração e o reservatório de fluido de perfuração.</p>

Por fim, os procedimentos experimentais para os testes com água, solução de glicerina e solução de Carbopol foram apresentados. As matrizes de testes foram mostradas em forma de tabelas por motivos de organização. No total, foram planejados 102 testes de pressurização da serpentina, considerando os três fluidos de trabalho. Excluindo o tempo de estabilização das temperaturas, cada teste tem duração aproximada de 3 minutos.

4 EXPERIMENTOS COM FLUIDOS NEWTONIANOS

Neste Capítulo são apresentados os resultados dos experimentos realizados com a unidade experimental. As principais seções são divididas de acordo com o fluido de trabalho utilizado: Na Seção 4.1 são mostrados os resultados com água, na Seção 4.2, solução aquosa de glicerina. Em cada seção são contemplados os resultados experimentais considerados mais importantes, e também as comparações entre os resultados numéricos e experimentais.

4.1 Experimentos com água

Nesta seção são mostrados os resultados para os testes de transmissão de pressão da água confinada na serpentina fechada na saída. As propriedades da água durante os testes realizados são apresentadas a seguir na Tabela 4.1 (PRITCHARD, 2011; GREENSPAN e TSCHIEGG, 1957).

Tabela 4.1 – Propriedades da água em função da temperatura dos experimentos

Variável	5°C	25°C
ρ [kg/m ³]	1000	998
μ [Pa.s]	0,0015	0,0009
c [m/s]	1427	1496

4.1.1 Transmissão de pressão com pressurização lenta

Esta seção tem por objetivo mostrar se a unidade experimental é capaz de verificar a transmissão de pressão no fluido durante os testes de pressurização. A Figura 4.1 mostra a evolução da pressão nos transdutores P1 e P4 durante a pressurização lenta. Dois testes são mostrados: um onde a pressão média final é 3 bar e o outro onde esta pressão é 9 bar, a uma temperatura de 5°C.

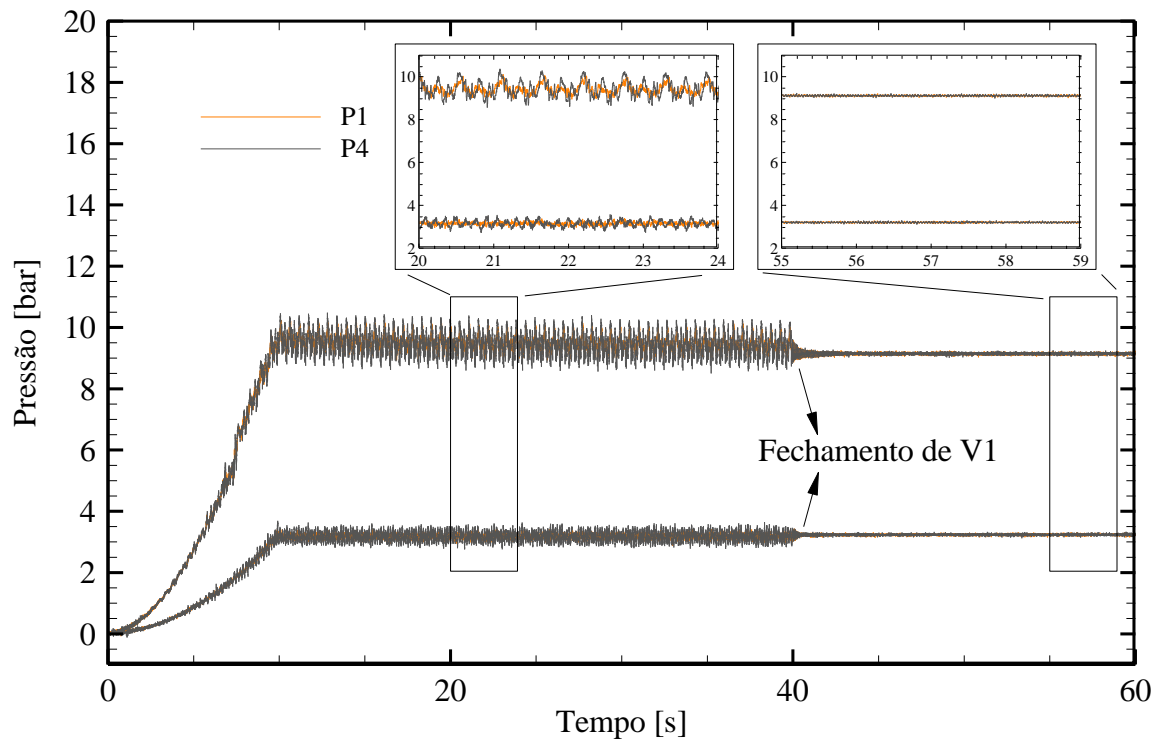


Figura 4.1 - Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 e P4 durante dois testes de transmissão de pressão: pressurização lenta a 3 e 9 bar, a uma temperatura de 5°C, evidenciando as medições de pressão com V1 aberta e fechada

Na Figura 4.1, o instante de tempo 0 s é o momento em que a pressurização é iniciada. À medida em que a bomba é acelerada, a pressão cresce durante aproximadamente 10 s até atingir o regime permanente. Independente da pressão final, as pressões nos transdutores P1 e P4 oscilam em torno do mesmo valor. Entretanto, as amplitudes das oscilações são maiores para a pressão média de 9 bar. Enquanto o fluido é mantido pressurizado, a válvula V1 é fechada, isolando o fluido confinado na serpentina do fluido em movimento pela tubulação de retorno. Com isso, as oscilações tanto em P1 quanto em P4 cessam, mostrando que a bomba é o elemento responsável pelas oscilações. As curvas foram ampliadas em dois instantes do teste para mostrar as oscilações das pressões medidas com V1 aberta e V1 fechada. Como pode ser observado na Figura 4.1, a transmissão de pressões ao longo da seção de testes é evidente, pois as leituras dos sensores P1 e P4, que estão instalados a 48,3 m de distância um do outro, indicam valores praticamente idênticos após a pressurização da serpentina. A partir dos resultados, a água transmite a pressão que lhe foi imposta pelo bombeamento, conforme verificado na revisão da literatura. Assim, o sistema de medição de pressões é adequado para a realização de testes de transmissão de pressões na serpentina por meio da pressurização gradual do fluido.

Com o objetivo de verificar se a frequência das oscilações mostradas é proporcional à rotação da bomba, o fluido foi circulado pela serpentina a três diferentes rotações do motor da bomba: 52,5 rpm, 78,75 rpm e 105 rpm. Lembrando que para o fluido circular pela serpentina, as válvulas V1 e V2 são mantidas abertas, e V3 fechada. Três curvas de pressão em função do tempo foram plotadas no intervalo de tempo de 1,9 s durante o escoamento em regime permanente. Cada uma das curvas mostradas na Figura 4.2 representa uma rotação do motor da bomba.

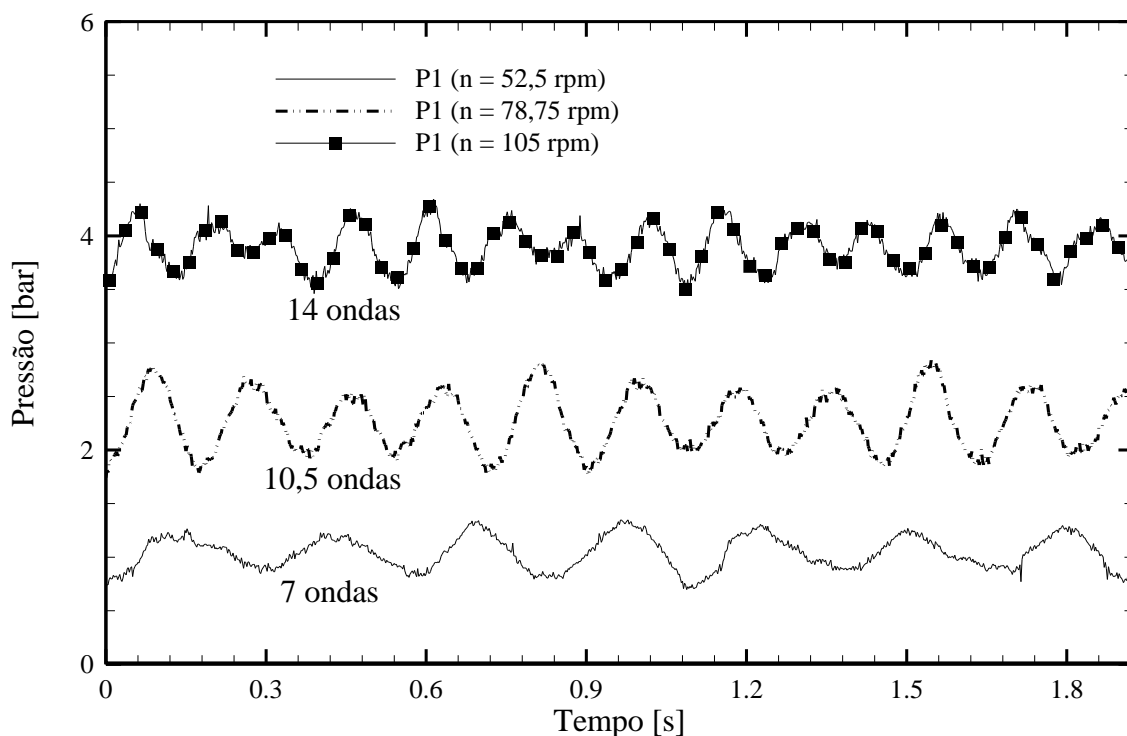


Figura 4.2 – Oscilações das pressões medidas pelo sensor P1 em função do tempo, para três diferentes rotações do motor da bomba (ou vazões volumétricas)

Durante a circulação da água pela serpentina, o número de oscilações aumenta e é proporcional à rotação, ou seja, a razão entre a rotação e o número de oscilações é o mesmo, 7,5. Isto significa que as oscilações nas medições de pressão devem ser causadas pelas pulsações produzidas pelo movimento do rotor da bomba. A presença destas pulsações está de acordo com White (2009), que afirma que todas as bombas de deslocamento positivo causam um escoamento pulsante ou periódico.

Para verificar a transmissão de pressão de maneira mais precisa, foi calculada a média das pressões medidas pelos transdutores de pressão P1, P2, P3 e P4 durante 10 s após atingido

o regime permanente, para as três medições de cada teste. Se a diferença entre a média das pressões de P1 e a média das pressões de P4 for menor que o erro especificado pelo fabricante do transdutor de 0,016 bar (ou 0,1% da faixa total de medição), pode-se admitir que ocorre a transmissão total da pressão, ou seja:

$$|P1_{méd} - P4_{méd}| < 0,016 \quad (4.1)$$

A Figura 4.3 e Figura 4.4 mostram os valores de $P1_{méd}$ a $P4_{méd}$ ao longo do comprimento da serpentina para as três medições durante os testes de pressurização lenta a 5°C, a 3 bar e 9 bar respectivamente, e também se as diferenças das médias das pressões medidas estão dentro do critério estabelecido para a transmissão de pressão da Equação (4.1). Observando os gráficos da Figura 4.3a e Figura 4.4a da esquerda para a direita, a medição de pressão em 0 m corresponde ao sensor P1; em 16,3 m a P2; em 32,3 m a P3; e por fim em 48,3 m a P4, que está instalado próximo à válvula de saída V2. Os desvios padrões das médias calculadas são mostrados pelas barras de erro.

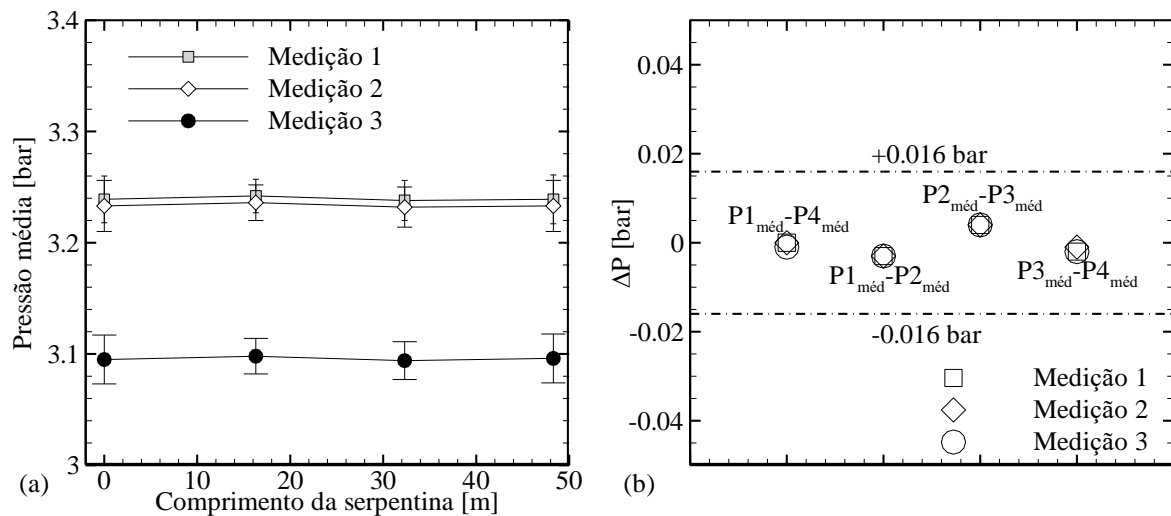


Figura 4.3 – (a) Valores de $P1_{méd}$ a $P4_{méd}$ estabilizadas ao longo do comprimento da serpentina durante três medições de testes de pressurização lenta da água a valores próximos de 3 bar e 5°C após fechamento de V1, e (b) Diferenças entre as pressões medidas.

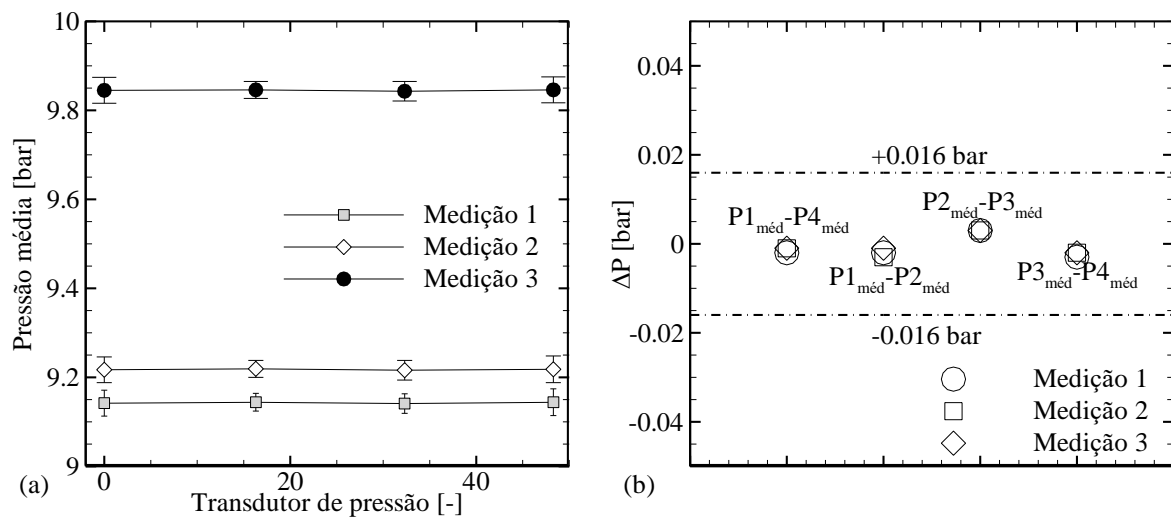


Figura 4.4 – (a) Valores de $P1_{méd}$ a $P4_{méd}$ estabilizadas ao longo do comprimento da serpentina durante três medições de testes de pressurização lenta da água a valores próximos de 9 bar e 5°C após fechamento de V1, e (b) Diferenças entre as pressões medidas.

Na Figura 4.3a e Figura 4.4a são mostradas as leituras médias de cada transdutor de pressão, durante três medições de pressurização da serpentina a 3 bar e 9 bar, considerando uma temperatura de trabalho de 5°C . É possível verificar que, para cada medição, os valores médios de pressão dos quatro transdutores são equivalentes, com pequeno desvio padrão. Além disso, observa-se que os patamares de estabilização para cada nível de pressurização são diferentes, o que é consequência das pulsações causadas pelo bombeamento. Quando V1 é fechada durante um pico nas pulsações, as pressões se estabilizam em um valor mais alto. Se V1 é fechada em um vale, as pressões se estabilizam em valores mais baixos. Já na Figura 4.3b e Figura 4.4b são mostrados os valores de ΔP para cada seção da serpentina (P1 a P2, P2 a P3, P3 a P4 e P1 a P4) durante cada medição durante os mesmos testes de pressurização a 5°C . Observa-se que todos os valores de ΔP estão dentro da faixa de erro do fabricante – o critério de transmissão de pressão é verificado durante todos os testes. Portanto, é possível concluir que, de fato, a pressão de bombeamento é totalmente transmitida ao longo da tubulação durante o teste de pressurização da serpentina.

4.1.2 Transmissão de pressão com pressurização rápida

Os testes de transmissão de pressão com pressurização rápida da água são usados para verificar se o sistema de medição está apto a medir pressões no regime transitório. A Figura 4.5

mostra a evolução temporal da pressão medida pelos transdutores P1 e P4, a 5°C, e a Figura 4.6 é uma ampliação deste gráfico, incluindo as curvas de pressão medidas por P2 e P3 durante os instantes iniciais de pressurização (Figura 4.6a) e após a estabilização (Figura 4.6b). A Figura 4.6 é utilizada na explicação do processo de pressurização rápida e estabilização das pressões do fluido na serpentina.

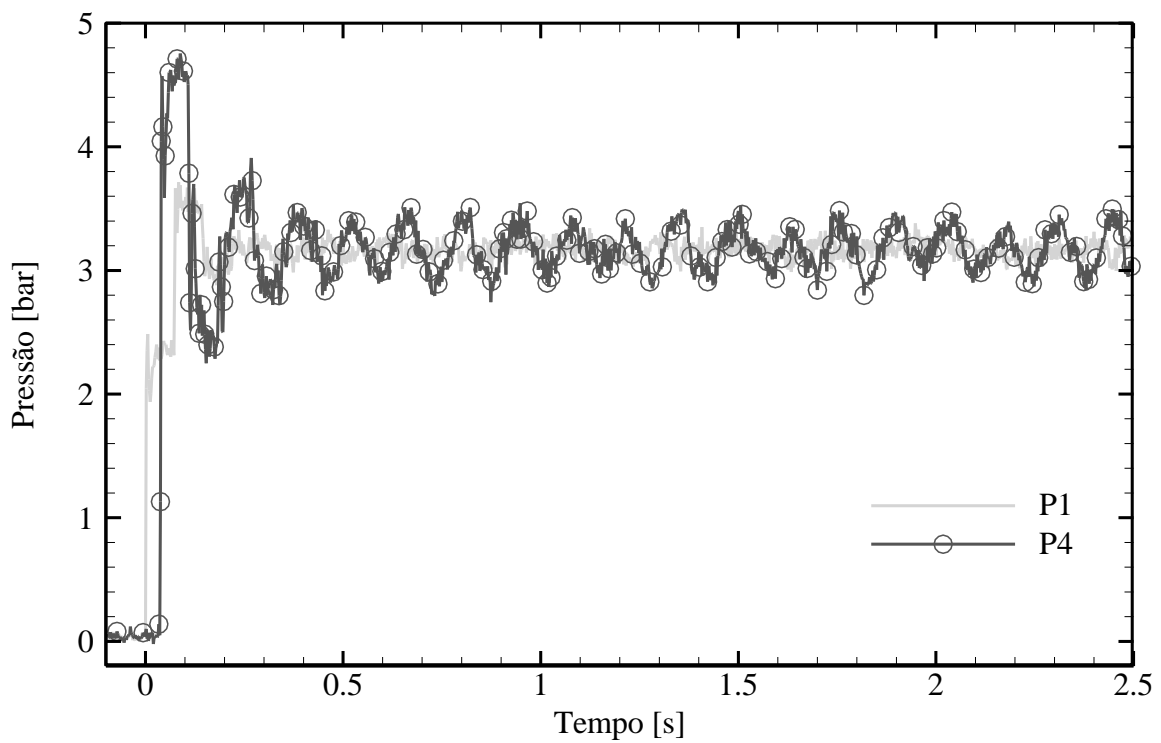


Figura 4.5 - Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 a P4 durante a pressurização da serpentina a 5°C

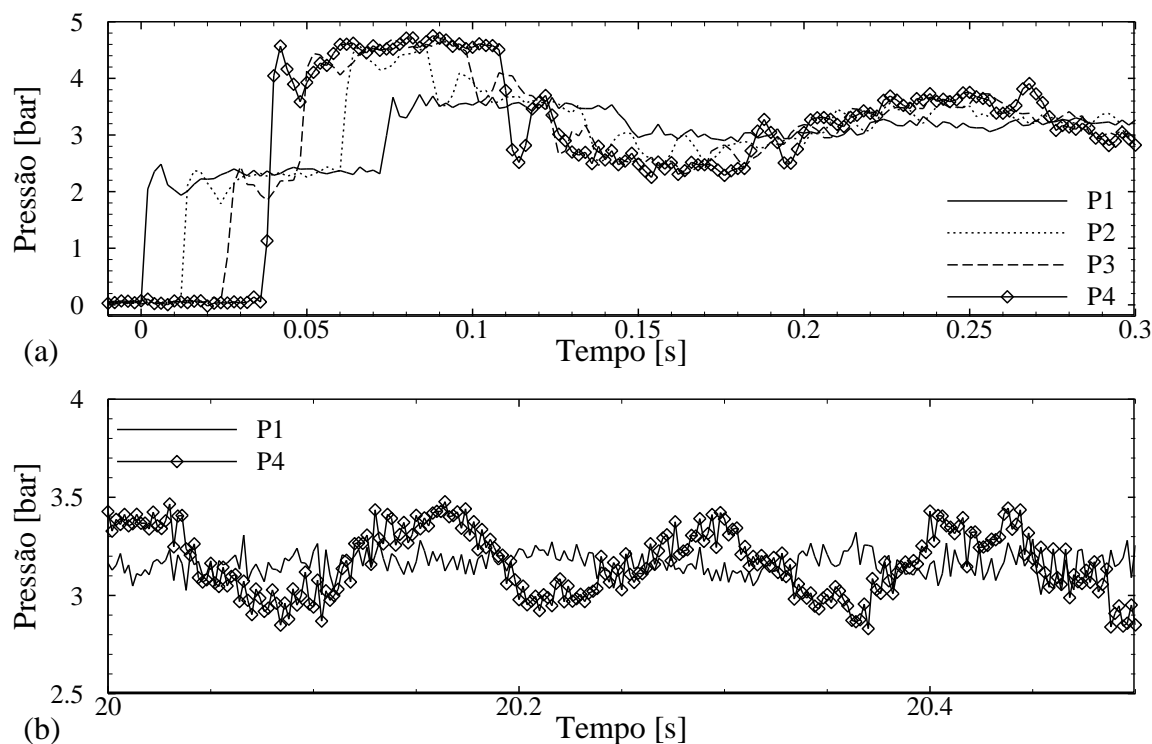


Figura 4.6 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 a P4 durante a pressurização da serpentina a 5°C nos instantes iniciais (a) e após estabilização (b).

Como descrito no capítulo anterior, o fluido inicialmente circula na tubulação de retorno até atingir o regime permanente, com V1 e V2 fechadas. Em seguida, apenas V1 é aberta, para que o fluido que circula na tubulação de retorno possa pressurizar rapidamente o fluido confinado na serpentina. Na Figura 4.6a, em $t = 0$ s, observa-se o rápido aumento de pressão, mostrado pelo sensor P1. À medida que o tempo passa, a onda de pressão se propaga pela serpentina e os sensores P2, P3 e P4 também detectam o aumento de pressão. Como a intensidade dos picos de pressão iniciais em P1 e P3 é aproximadamente a mesma, observa-se pouca dissipação viscosa da onda de pressão durante a propagação inicial após a abertura de V1. O valor do pico de pressão inicial medido pelo transdutor P4 é maior pois a onda é refletida na válvula fechada na saída, e se desloca no sentido oposto com maior amplitude. Após a primeira reflexão, quase toda a onda inicial é dissipada porque existe um alívio de pressão pela tubulação de retorno aberta. As oscilações mostradas na Figura 4.6b são causadas pelas pulsações da bomba em funcionamento. Lembrando que V1 pode ser fechada após a estabilização para evitar que as oscilações da bomba não interfiram nas medições de pressão na serpentina. Além disso, nota-se que na Figura 4.5 as oscilações dos valores em P4 são maiores que os medidos em P1 durante o regime permanente, mesmo com o sensor P1 estando mais perto da bomba. Como a água é um fluido pouco dissipativo, as ondas de pressão se deslocam

de P1 a P4, refletem na válvula fechada V2, e no retorno suas amplitudes se somam. Logo, a reflexão das pulsações de pressão propagadas no fluido explica as maiores oscilações das medições em P4.

A Figura 4.7 mostra uma ampliação das curvas de P1 e P4 durante testes de pressurização rápida da serpentina, com as duas medições realizadas a 5°C. Pode-se observar na Figura 4.7a que a repetibilidade do teste está bastante adequada, pois as curvas apresentam formas bastante similares, com atrasos na onda de pressão da ordem de 0,005 s, que são mais evidentes nas curvas de P4. Na Figura 4.7b as curvas de ambas as medições após a estabilização também estão bastante próximas.

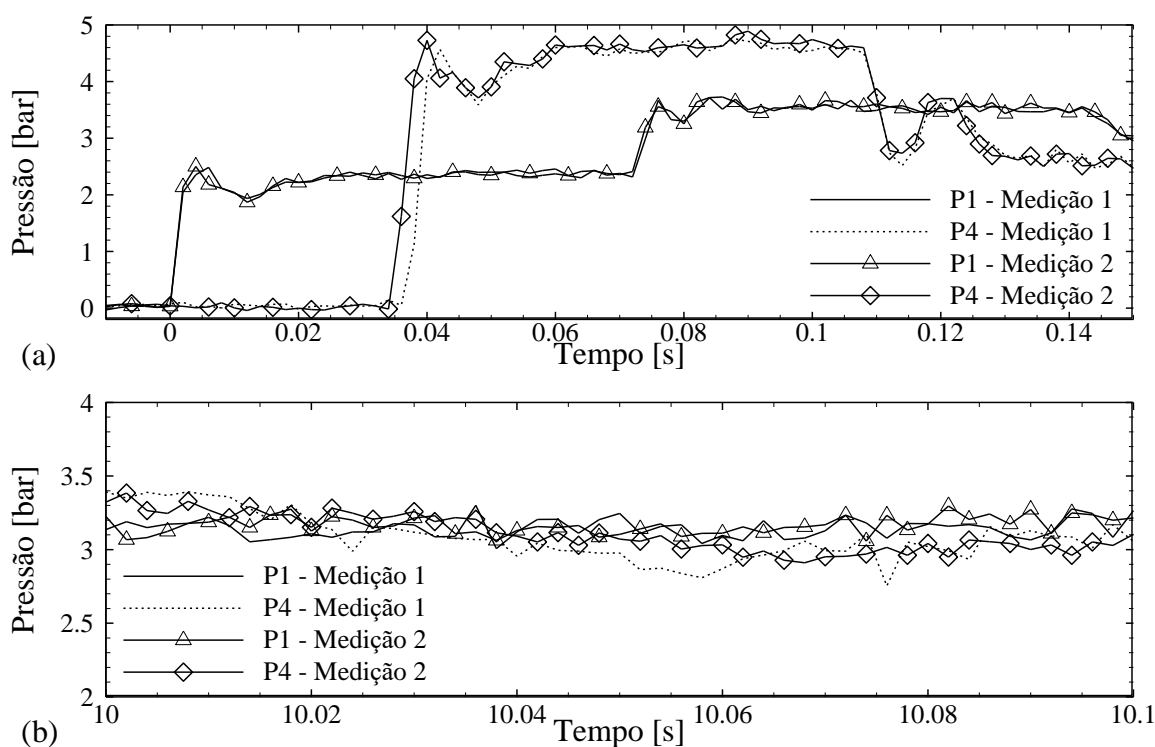


Figura 4.7 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 e P4 em duas repetições do mesmo teste a 5°C, 0,15 s (a) e 10 s (b) após o acionamento da bomba.

Verificado que a unidade experimental possui boa repetibilidade nas medições de pressões transitórias, os resultados dos testes de pressurização rápida da água são utilizados no cálculo da velocidade da onda de pressão a 5°C e 25°C. Em seguida, as velocidades calculadas são comparadas com as velocidades do som na água, em cada temperatura. É importante dizer que a comparação da velocidade da onda com a velocidade do som a temperatura constante é válida apenas com as hipóteses de que a dissipação viscosa é desprezível e que o teste é

isotérmico. Estas hipóteses podem ser empregadas porque a viscosidade da água é relativamente baixa, e que os experimentos foram executados em uma temperatura controlada. A Figura 4.8 apresenta apenas um caso para que seja feita a explicação do cálculo da velocidade da onda: pressurização da serpentina em 3 bar a 5°C.

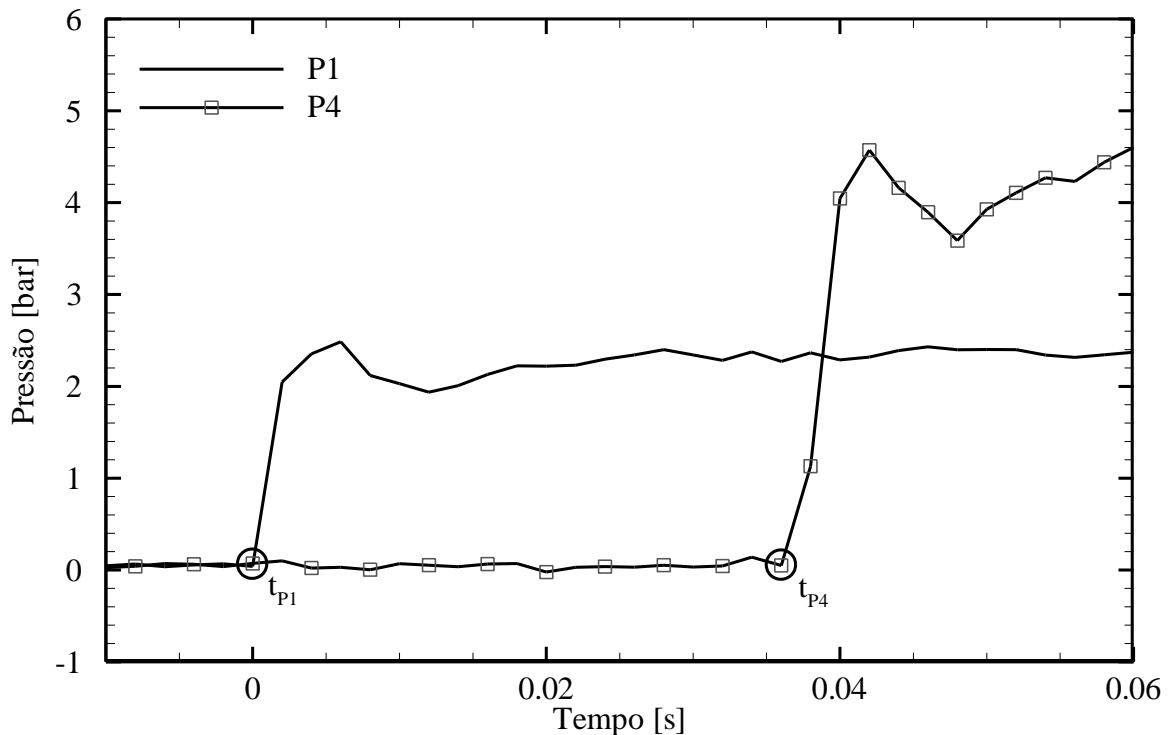


Figura 4.8 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 e P4 durante 0,06 s após a pressurização da serpentina a 5°C.

Como pode ser observado, as pressões são aproximadamente iguais a zero antes do início do teste. No momento da pressurização em $t = 0$ s, P1 detecta um aumento de pressão, e após aproximadamente 0,035 s a pressão em P4 também sofre uma alteração brusca. Para calcular a velocidade da onda de pressão, deve-se identificar o exato instante de tempo em que os sensores P1 e P4 detectam a onda de pressão, como mostrados nos círculos nos gráficos. Com os instantes de tempo de cada medição anotados, a equação para o cálculo da velocidade média é utilizada:

$$V_{onda} = \frac{L_s}{t_{P4} - t_{P1}} \quad (4.2)$$

onde L_s é a distância entre os transdutores P1 e P4 (48,3 m) e t_{P1} e t_{P4} são os instantes de tempo em que as pressões em P1 e P4 se alteraram, respectivamente. A Tabela 4.2 mostra os resultados

do cálculo da velocidade média da onda de pressão entre os transdutores P1 ao P4 durante os testes de transmissão de pressão especificados.

Tabela 4.2 – Resultados dos cálculos de velocidade de onda durante a pressurização da serpentina com água

Teste	Repetição	V_{onda} [m/s]	$V_{onda,méd}$	Desvio percentual à V_{som} a 5°C ou 25°C
3 bar, 5°C	1	1340,93	1393,54	-6%
	2	1419,84		-1%
	3	1419,84		-1%
3 bar, 25°C	1	1419,84	1449,43	-5%
	2	1508,62		1%
	3	1419,84		-5%
9 bar, 5°C	1	1419,84	1393,56	-1%
	2	1341,00		-6%
	3	1419,84		-1%
9 bar, 25°C	1	1419,84	1393,54	-5%
	2	1340,93		-10%
	3	1419,84		-5%

Nota-se na tabela que os desvios percentuais em relação à velocidade do som a 5 e 25°C na água (1427 m/s e 1496 m/s respectivamente) são de no máximo 10%. Os resultados indicam uma boa concordância entre o valor medido da velocidade da onda de pressão e o valor da velocidade do som. Isto mostra que a taxa de aquisição dos transdutores de pressão, 500 hz, está adequada para a aquisição de sinais de pressão em regime transitório para os testes propostos. Entretanto, com esta taxa de aquisição cada ponto é adquirido a cada 2 ms, resultando em uma variação de ± 40 m/s na velocidade medida. Logo, caso fosse necessária uma maior exatidão nos resultados, transdutores de maior taxa de aquisição seriam necessários.

4.1.3 Comparação entre experimentos com água e simulações numéricas

O objetivo desta seção é comparar os resultados de experimentos com água com os de simulações numéricas de modelo matemático bidimensional desenvolvido por Santos (2015) em sua dissertação de mestrado. Na primeira parte desta seção é descrito o modelo matemático,

e na segunda parte são apresentadas e discutidas as comparações entre os resultados experimentais e numéricos.

4.1.3.1 Descrição do modelo bidimensional

A geometria do problema consiste de um tubo reto e horizontal de diâmetro interno D , que pode ser substituído por $D_{méd}$ para a serpentina, e comprimento $L = L_s$. As equações são mostradas no sistema de coordenadas cilíndricas, onde r, z são as coordenadas radial e axial, respectivamente. O procedimento é considerado isotérmico, e o fluido fracamente compressível. Além disso, o modelo de Santos, (2015) despreza apenas a velocidade na direção θ , e admite que a velocidade axial é dependente da posição radial e axial, e que a tensão de cisalhamento não varia linearmente ao longo da seção transversal do tubo. As equações da conservação da massa e quantidade de movimento na direção axial e radial em coordenadas cilíndricas, considerando as hipóteses de escoamento axissimétrico e negligenciando tensões normais, se reduzem a:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho u_r) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u_z) = 0 \quad (4.3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u_z) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho u_r u_z) + \frac{\partial}{\partial z} (\rho u_z u_z) = - \frac{\partial P}{\partial z} - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \tau_{rz}) + \rho g \quad (4.4)$$

onde u_r e u_z são as componentes radial e axial da velocidade do fluido, respectivamente, g é a aceleração da gravidade, t é o tempo de escoamento, P é a pressão e ρ é a massa específica do fluido. A compressibilidade isotérmica do fluido é dada por:

$$\alpha = \frac{1}{\rho} \left. \frac{\partial \rho}{\partial P} \right|_T \quad (4.5)$$

onde T é a temperatura do fluido. Considerando que a massa específica do fluido é uma função da temperatura e pressão: $\rho = \rho(P, T)$, uma variação infinitesimal de ρ pode ser escrita por:

$$d\rho = \left. \frac{\partial \rho}{\partial P} \right|_T dP + \left. \frac{\partial \rho}{\partial T} \right|_P dT \quad (4.6)$$

Com a hipótese de escoamento isotérmico, o segundo termo da Equação (4.6) é cancelado, e substituindo a Equação (4.5) em (4.6):

$$d\rho = \alpha\rho dP \quad (4.7)$$

A velocidade de propagação da onda de pressão c é uma propriedade termodinâmica diretamente relacionada à compressibilidade do fluido, e pode ser definida por (CALLEN, 1985):

$$c^2 = \left. \frac{\partial P}{\partial \rho} \right|_S = \frac{c_p}{c_v} \left. \frac{\partial P}{\partial \rho} \right|_T \cong \frac{1}{\alpha\rho} \quad (4.8)$$

onde S é a entropia, c_p é o calor específico do fluido a pressão constante e c_v é o calor específico do fluido a volume constante. Como $c_p = c_v$ para líquidos, pode-se relacionar diretamente α e ρ . Substituindo as Equações (4.7) e (4.8) na Equação (4.3) tem-se a Equação da quantidade de movimento em função da velocidade de propagação da onda c :

$$\frac{\partial P}{\partial t} + \frac{\rho c^2}{r} \frac{\partial(ru_r)}{\partial z} + \rho c^2 \frac{\partial u_z}{\partial z} = 0 \quad (4.9)$$

Substituindo as Equações (4.7) e (4.8) na Equação (4.4) e desprezando os termos de inércia, a seguinte equação é obtida:

$$\frac{\partial}{\partial t}(u_z) - \frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial z} - \frac{1}{\rho r} \frac{\partial}{\partial r}(r\tau_{rz}) + g \quad (4.10)$$

Esta é a forma final da Equação da quantidade de movimento utilizada na solução do problema de transmissão de pressão. O termo da tensão τ_{rz} é resolvido pela aplicação da equação constitutiva para fluidos newtonianos, mostrada no Capítulo 2 pela Equação (2.1). Por fim, as equações governantes podem ser resolvidas pelo MOC.

4.1.3.2 Resultados das simulações e comparação com os experimentos

Para a realizar as simulações, inicialmente foi empregada a velocidade do som na água apresentada na Tabela 4.1, mas não houve boa concordância entre os resultados experimentais e numéricos. Melhores resultados foram obtidos admitindo que a velocidade da onda é a mesma da medida experimentalmente, ou seja, $c = 1340,1$ m/s. A massa específica do fluido foi

considerada como $\rho = 1000 \text{ kg/m}^3$ e a viscosidade dinâmica da água a 5°C como $1,5 \text{ cP}$ (KESTIN, SOLOKOV e WAKEHAM, 1978). Os dados experimentais de medição em P1 mostrados na Figura 4.9 foram utilizados como condição de contorno de entrada, enquanto que a condição de contorno de saída é a válvula V2 fechada, ou seja, escoamento nulo pela saída da serpentina. Para a malha radial, admite-se condição de não-deslizamento na parede e simetria no centro do tubo. Após as condições de contorno serem definidas, os dados geométricos da serpentina da Tabela 3.1 foram alimentados ao programa. Entretanto, como a curva de medição de P1 foi utilizada como condição de contorno, são comparados os dados das pressões em P2 e P4.

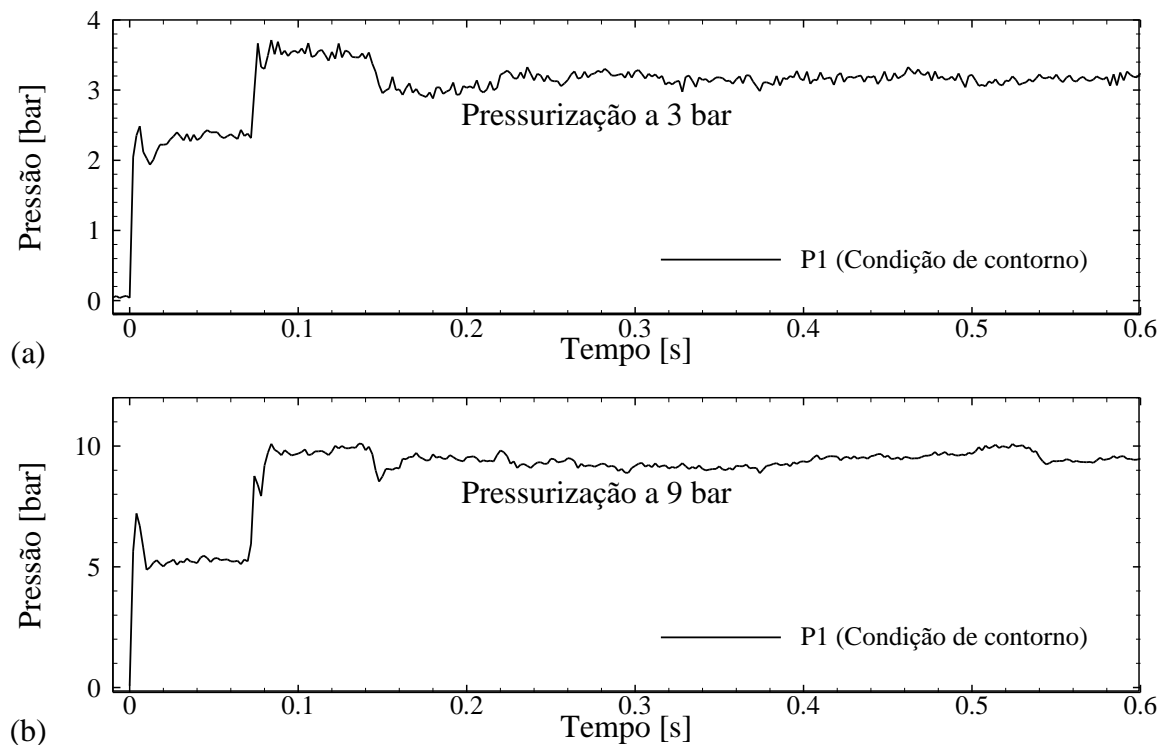


Figura 4.9 – Instantes iniciais das condições de contorno de entrada para as simulações de transmissão de pressão da água (pressurização rápida para 3 bar e 9 bar) utilizadas no modelo – curvas de pressão em função do tempo medidas por P1.

O instante correspondente a 0 s nas figuras corresponde ao instante em que a válvula V1 é aberta e o sistema é pressurizado. Os resultados da comparação entre medições experimentais e simulação numérica de P2 e P4 em função do tempo, do caso de pressurização rápida da água a 5°C a 3 bar e 9 bar são mostrados na Figura 4.10 e Figura 4.11, respectivamente.

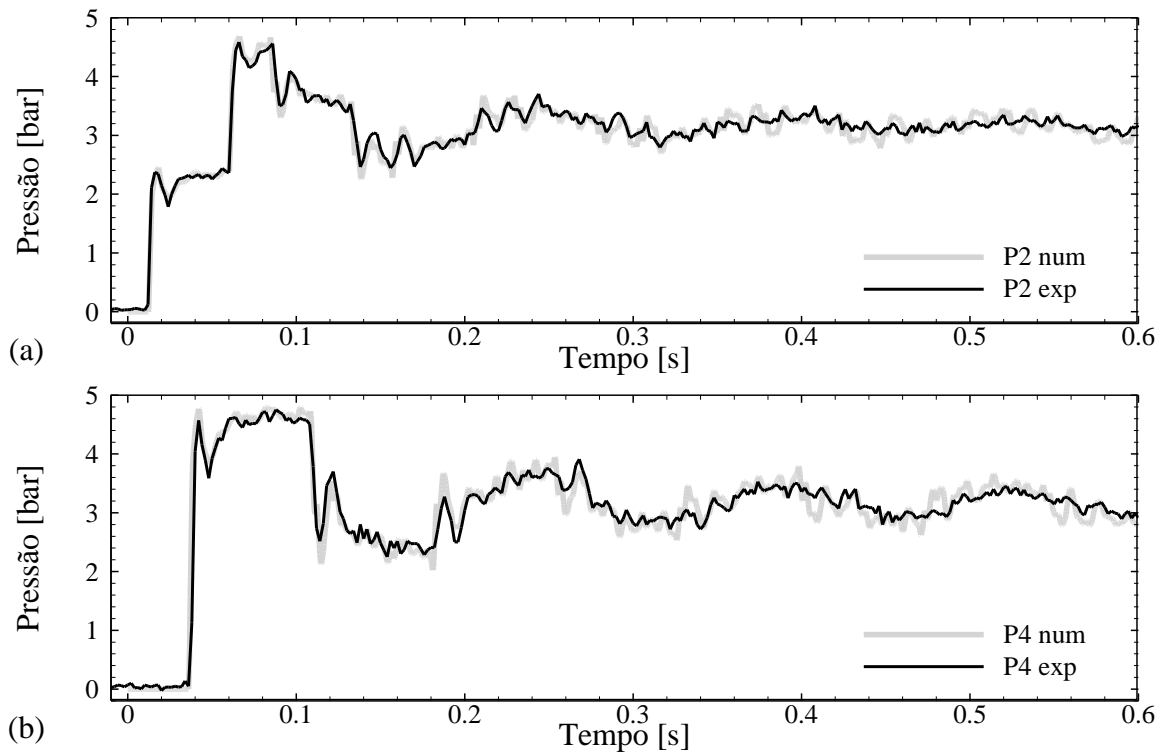


Figura 4.10 – Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P2 (a) a P4 (b) durante testes de pressurização da água a 5°C, até um patamar próximo de 3 bar.

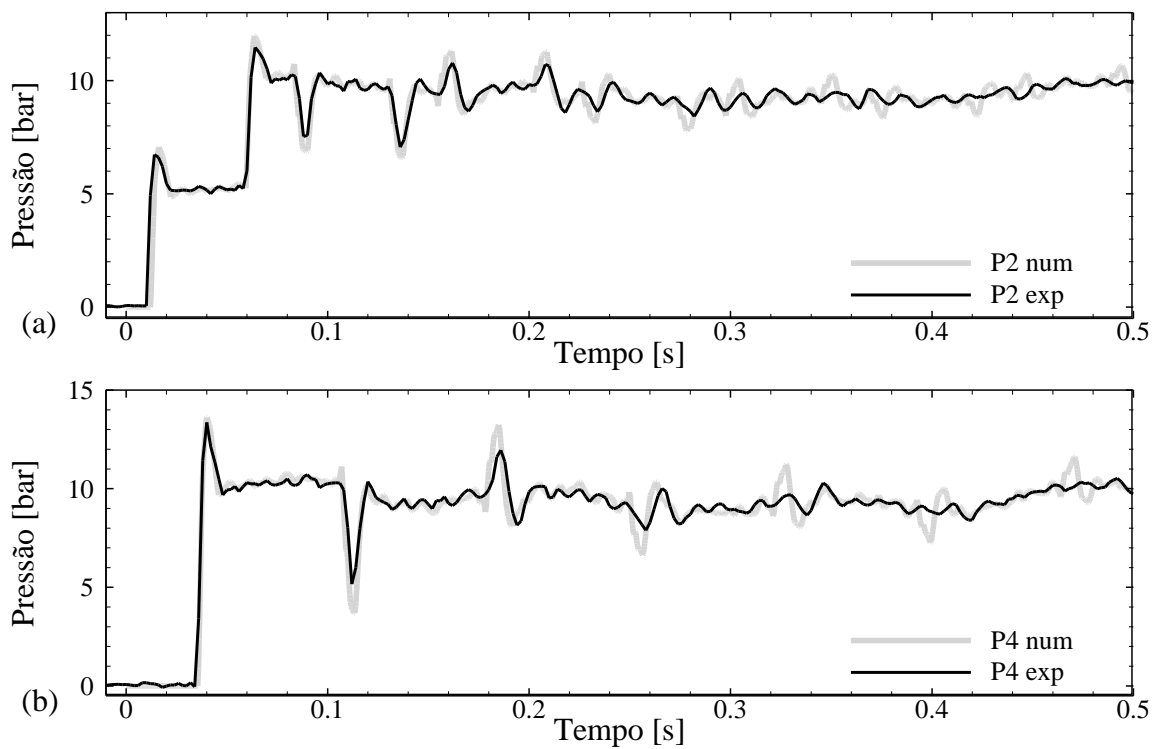


Figura 4.11 - Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P2 (a) a P4 (b) durante testes de pressurização da água a 5°C, até um patamar próximo de 9 bar.

Os resultados da simulação nas mesmas condições representam de maneira adequada a forma das oscilações de pressão observadas após a pressurização da água na serpentina. Na Figura 4.10a e Figura 4.10b observa-se que a curva de pressão simulada em função do tempo acompanha a forma da curva experimental de maneira bastante adequada, principalmente no caso de P2. Entretanto, as oscilações não são completamente atenuadas como no experimento. Isto ocorre porque as oscilações mostradas nas condições de contorno na Figura 4.10 são detectadas também durante a simulação de P2 a P4, e durante o experimento uma maior atenuação das pressões é observada.

As formas das curvas provenientes da simulação da pressurização a 9 bar, mostradas na Figura 4.11a e Figura 4.11b são bastante similares às curvas de pressurização a 3 bar mostradas na Figura 4.10. A maior diferença é que as oscilações dos valores simulados de P2 e P4 são maiores devido ao maior patamar de pressurização. Além disso os picos de pressão iniciais, tanto em P2 quanto P4, são de intensidades muito próximas no experimento e na simulação, como mostram os gráficos. Logo, verificam-se resultados qualitativamente bons com o modelo em comparação com resultados experimentais, mesmo considerando que as pressões simuladas numericamente pelo modelo de Santos (2015) não são completamente atenuadas como observado após a estabilização. Wahba (2008) argumenta em seu trabalho que modelos que consideram o perfil de velocidades em escoamentos transitórios como similar ao de escoamentos plenamente desenvolvidos não representam as rápidas oscilações de pressão como em testes experimentais. O seu artigo mostra que durante as rápidas oscilações o perfil de velocidades do fluido é rapidamente variável com o tempo, o que não acontece durante escoamentos plenamente desenvolvidos. O fato de que o modelo matemático de Santos (2015) calcula iterativamente a tensão de cisalhamento ao longo do diâmetro, sem utilizar uma aproximação para o fator de atrito, pode explicar os resultados bastante próximos entre os experimentos e simulações numéricas

4.2 Experimentos com solução aquosa de glicerina

Nesta seção são analisados os resultados dos testes de transmissão de pressão utilizando a solução de glicerina. Os testes experimentais contemplados nesta seção são os seguintes: pressurização lenta e pressurização rápida da serpentina. O procedimento experimental é o mesmo dos testes que foram planejados com a água. Apenas o percentual de abertura da válvula

V_{m2} e as vazões utilizadas que foram diferentes, com o objetivo de pressurizar o fluido na serpentina à valores de pressão próximos aos testes com água. O fluido de trabalho utilizado foi uma solução aquosa de 80% em massa de glicerina bidestilada, cuja elaboração está detalhada no Apêndice B. Os valores de massa específica estão listados na Tabela 4.3, com dados de *Physical Properties of Glycerine and its Solutions* (1963). As viscosidades medidas também estão listadas na mesma tabela. Lembrando que as medições de pressão em 0 m na serpentina correspondem ao sensor P1; em 16,3 m a P2; em 32,3 m a P3; e por fim, na saída da serpentina em 48,3 m a P4.

Tabela 4.3 – Propriedades da glicerina em função da temperatura dos experimentos

Variável	5°C	15°C	25°C
ρ [kg/m ³]	1217	1211	1205
μ [Pa.s]	0,151	0,076	0,042

A seguir são mostrados os resultados dos experimentos realizados com a solução de glicerina. O objetivo dos testes é verificar o comportamento do sistema com um fluido newtoniano de alta viscosidade. No intervalo de temperaturas contemplado pelo estudo, 5°C a 25°C, a viscosidade da glicerina varia de 0,154 a 0,042 Pa.s, que são valores consideravelmente mais altos que para a água.

4.2.1 Transmissão de pressão com pressurização lenta

Nesta seção são mostrados os resultados dos testes de pressurização gradual da serpentina. a 5°C e 25°C. A Figura 4.12 mostra uma curva de pressão em função do tempo durante 25 segundos de teste de transmissão de pressões a 3 bar.

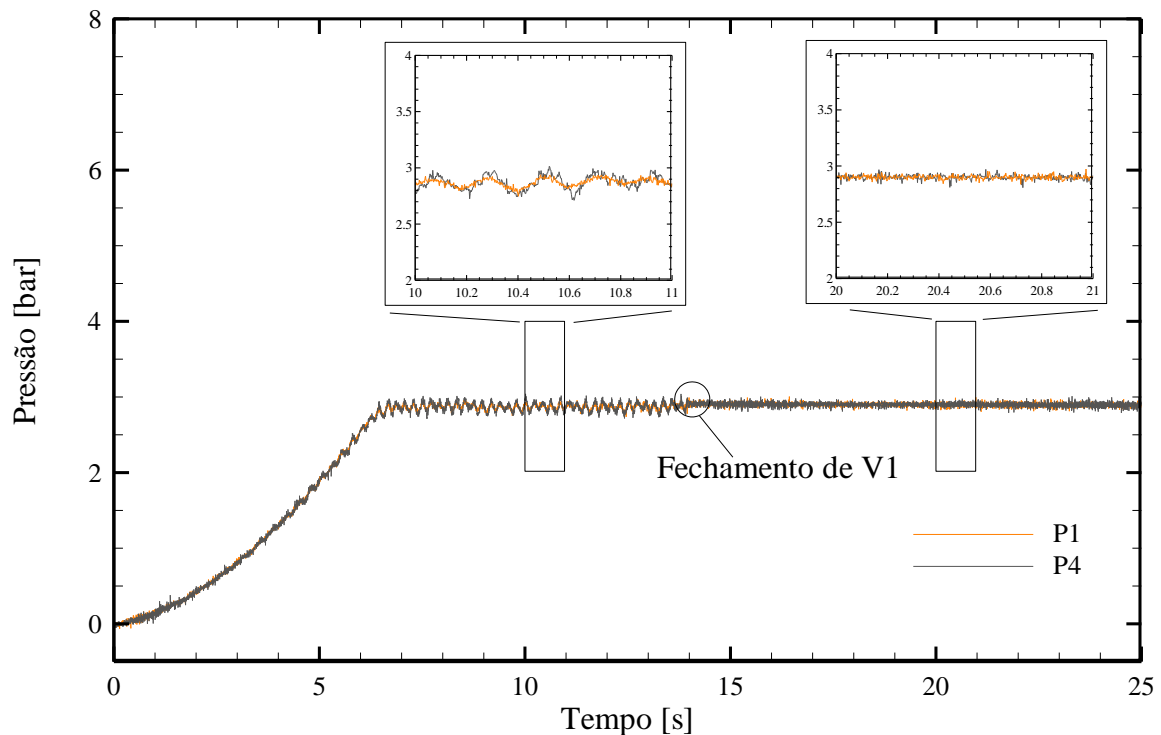


Figura 4.12 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 e P4 durante a pressurização lenta da solução de glicerina a 3 bar a 5°C, evidenciando as medições com V1 aberta e V1 fechada.

A partir do início da pressurização em $t = 0$ s, a pressão cresce até atingir o regime permanente periódico em torno de $t = 6,5$ s. Em $t = 14$ s, a válvula de entrada da serpentina V1 é fechada para que não apareçam as oscilações causadas pelo motor da bomba nas medições de pressão. Logo, a Figura 4.12 apresenta ambos os momentos em que V1 se encontra aberta e fechada. Pela Figura 4.12 é possível observar que P1 e P4 indicam um mesmo valor médio de pressão em função do tempo após a pressurização, ou seja, a pressão é transmitida ao longo da tubulação. Vale ressaltar ainda que as oscilações de pressão com a glicerina são bem menores que com a água. Isto ocorre, pois, a glicerina apresenta viscosidade muito maior que a da água, aumentando a dissipação das oscilações.

Para verificar a transmissão de pressão durante os testes, o mesmo critério da Seção 4.7.3 (Equação (4.1)) foi usado para a confecção da Figura 4.13 e Figura 4.14, que mostram a verificação da transmissão de pressão na solução da glicerina quando esta é pressurizada na serpentina fechada a pressões próximas de 3 e 9 bar, respectivamente. A Figura 4.13a mostra os valores de $P1_{méd}$ a $P4_{méd}$ para cada medição a 5°C, e Figura 4.13c, a 25°C. Os valores de ΔP em cada seção da serpentina a 5°C e 25°C são mostrados na Figura 4.13b e Figura 4.13d respectivamente. As informações da Figura 4.14 foram organizadas da mesma maneira para os

testes a pressões próximas a 9 bar. As barras de erro representam os desvios padrões das médias das leituras de pressão de cada transdutor.

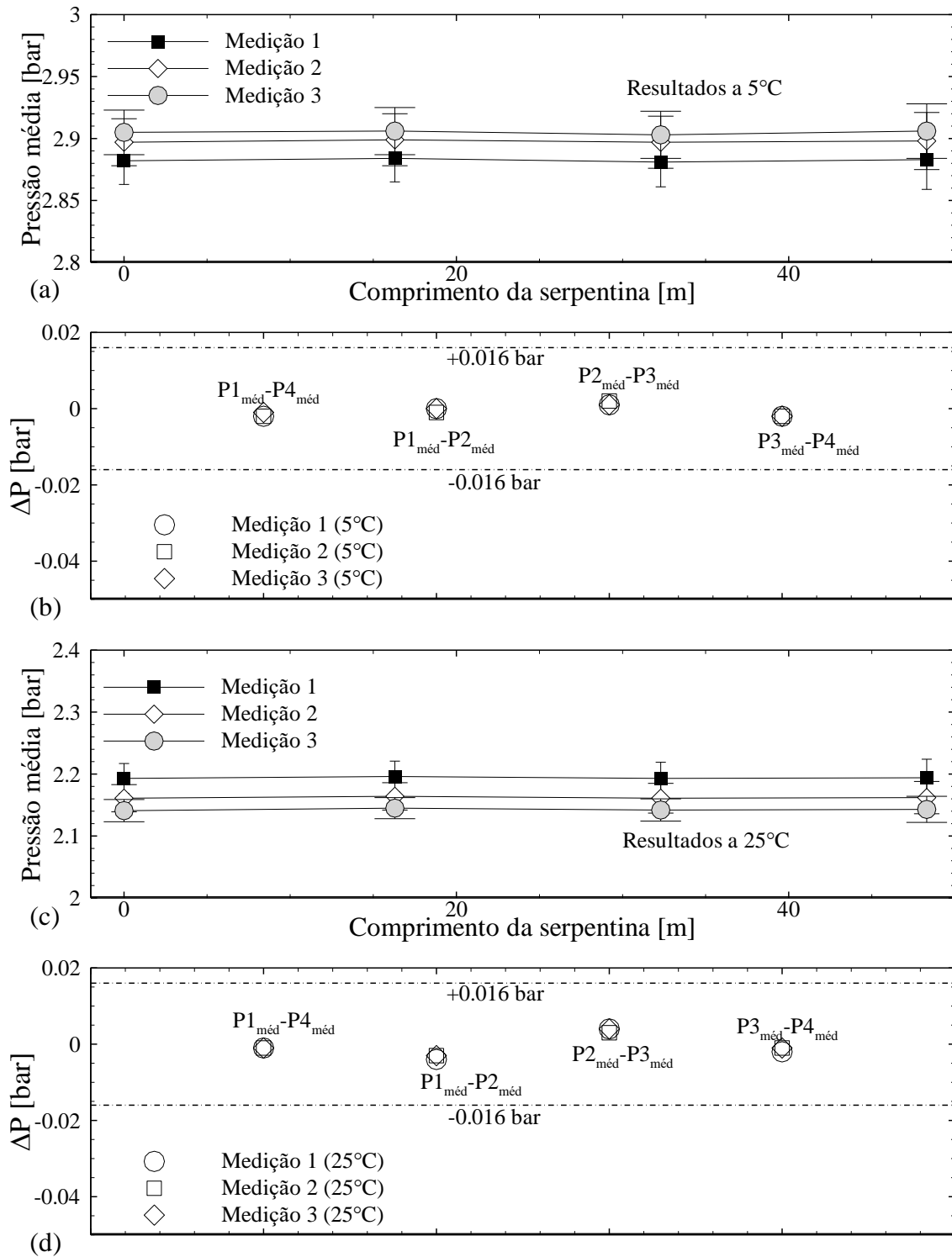


Figura 4.13 – Valores de $P1_{méd}$ a $P4_{méd}$ estabilizadas ao longo do comprimento da serpentina durante três medições de testes de pressurização lenta da solução de glicerina a 5°C (a) e 25°C (c), após fechamento de V1 a baixas pressões, e verificação da transmissão de pressão ao longo da serpentina pelo cálculo de ΔP a 5°C (b) e 25°C (d).

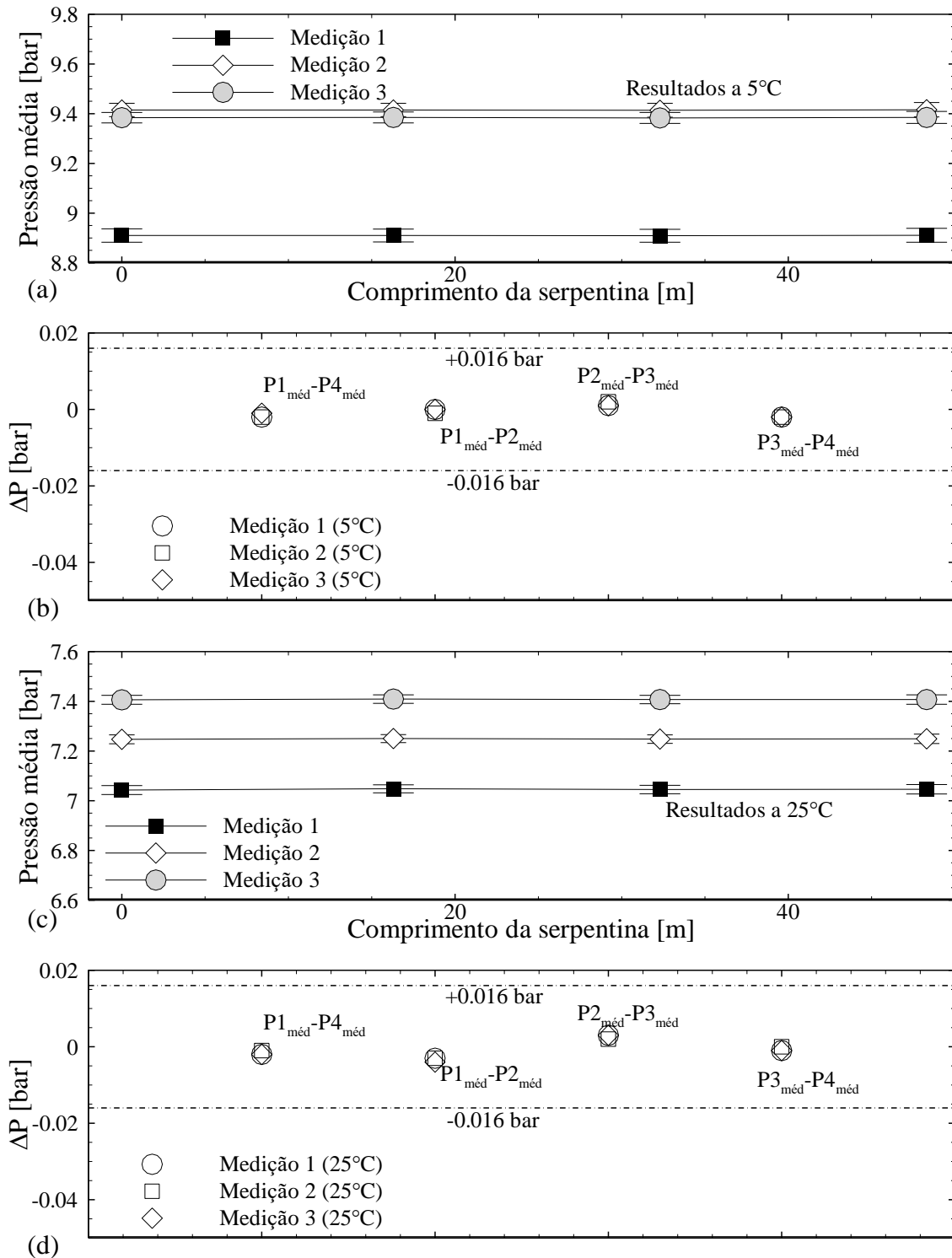


Figura 4.14 – Valores de $P1_{méd}$ a $P4_{méd}$ estabilizadas ao longo do comprimento da serpentina durante três medições de testes de pressurização lenta da solução de glicerina a (a) 5°C e (c) 25°C, após fechamento de V1 a altas pressões, e verificação da transmissão de pressão ao longo da serpentina pelo cálculo de ΔP (b) 5°C e (d) 25°C.

Assim como nos experimentos com a água, todos os valores de $P1_{\text{méd}} - P4_{\text{méd}}$ são inferiores à incerteza de 0,016 bar dos sensores de pressão, mostrando a transmissão de pressão ao longo da serpentina com todos os valores de ΔP muito próximos de zero. Além disso, ambas as figuras anteriores evidenciam a influência da temperatura na pressão medida. Observa-se que as pressões sofrem uma grande variação com o aumento da temperatura, deixando claro o efeito da temperatura na viscosidade do fluido. Além disso, os testes mostram que a pressão imposta na solução de glicerina é transmitida independentemente da temperatura. Por fim, tanto a água como a glicerina, o patamar de pressurização não aparenta exercer influência na transmissão da pressão no fluido ao longo da serpentina.

4.2.2 Transmissão de pressão com pressurização rápida

A seguir são mostrados os principais resultados dos testes de transmissão de pressão, a partir da rápida pressurização da serpentina. A Figura 4.15 mostra uma curva da pressão medida pelos sensores P1 na entrada da serpentina e P4 na saída em função do tempo, para uma medição do experimento de pressurização rápida do fluido até 3 bar de pressão final, realizado a 5°C. Na figura, o instante $t = 0$ s corresponde ao momento em que V1 é aberta, conforme o procedimento experimental da Seção 3.5.2.

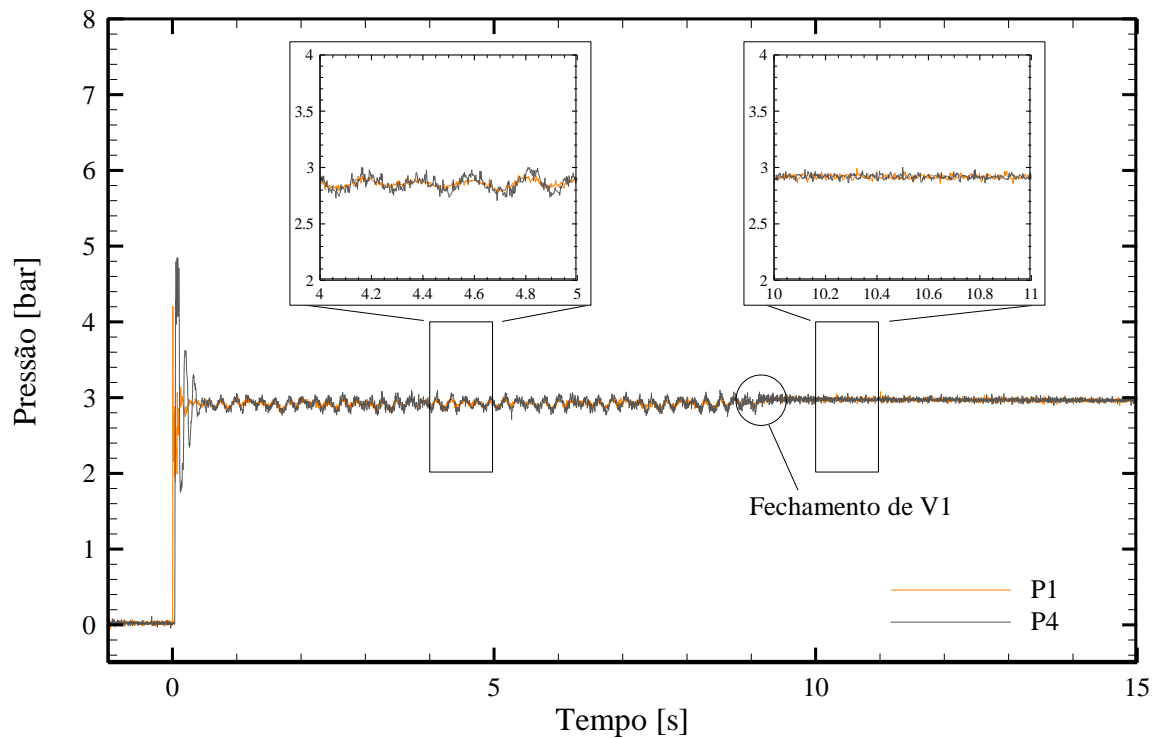


Figura 4.15 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 e P4 durante a pressurização rápida da glicerina a 5°C, evidenciando as medições com V1 aberta e V1 fechada.

O que está em evidência na Figura 4.15 é o momento de pressurização da serpentina, após a abertura de V1, e a rápida estabilização das pressões medidas. Considerando que a bomba permanece ligada após a pressurização da serpentina, as oscilações de pressão após a estabilização são causadas por pulsações da bomba. Para contornar este fato, a válvula V1 é novamente fechada alguns segundos após a estabilização das pressões. Após a estabilização, é possível verificar pelo gráfico que ambas as leituras dos sensores P1 e P4 estão estabilizadas aproximadamente no mesmo valor, indicando a transmissão de pressão durante o teste mostrado. A Figura 4.16 é uma ampliação da Figura 4.15, que mostra as curvas de pressão medidas por P2, P3 e P4 durante os instantes iniciais de pressurização

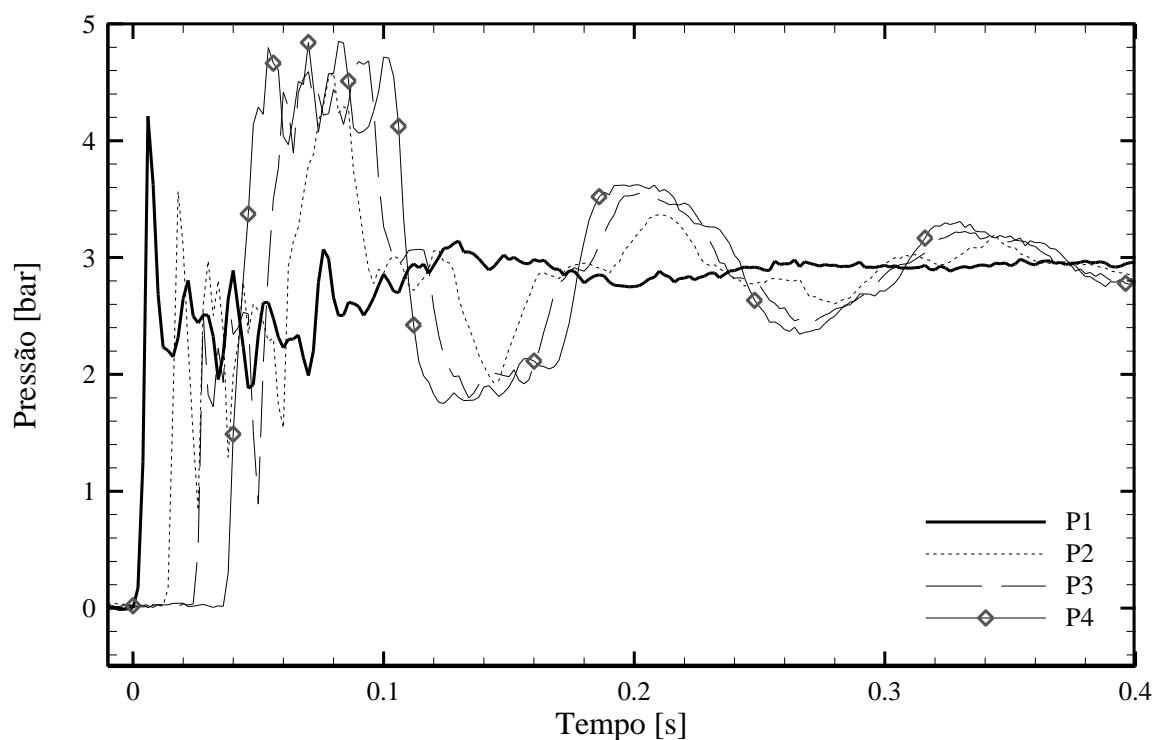


Figura 4.16 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 a P4 durante a pressurização rápida da glicerina a 5°C durante os instantes iniciais de pressurização.

A propagação da onda de pressão inicial durante a pressurização rápida da glicerina ocorre de maneira similar à água. Quando V1 é aberta em $t = 0$ s, observa-se o rápido aumento de pressão, mostrado pelo sensor P1. Em seguida, a onda de pressão se propaga pela serpentina, e os sensores P2, P3 e P4 também detectam sequencialmente o aumento da pressão. Após a onda de pressão atingir P4, o valor do pico de pressão medido é maior porque a onda é refletida na válvula fechada na saída, e se desloca no sentido oposto com maior amplitude. A onda de pressão inicial se dissipa totalmente após algumas reflexões, e as pressões finais se estabilizam próximas de 3 bar. Nota-se que os picos de pressão iniciais medidos por P1 a P3 diminuem à medida em que a onda de pressão se propaga pela serpentina. Isto indica uma dissipação significativa da onda de pressão após a abertura de V1, pois a glicerina é mais viscosa que a água. As amplitudes das pulsações da bomba são menores neste caso, também por causa da alta viscosidade da solução de glicerina.

Ademais, é importante verificar a repetibilidade dos testes para a glicerina, visto que a etapa transitória ocorre muito rapidamente. A Figura 4.17 mostra as curvas de pressão medida pelos sensores P1 e P4 em função do tempo em 2 medições dos experimentos de pressurização até 3 bar (Figura 4.17a) e 9 bar (Figura 4.17b).

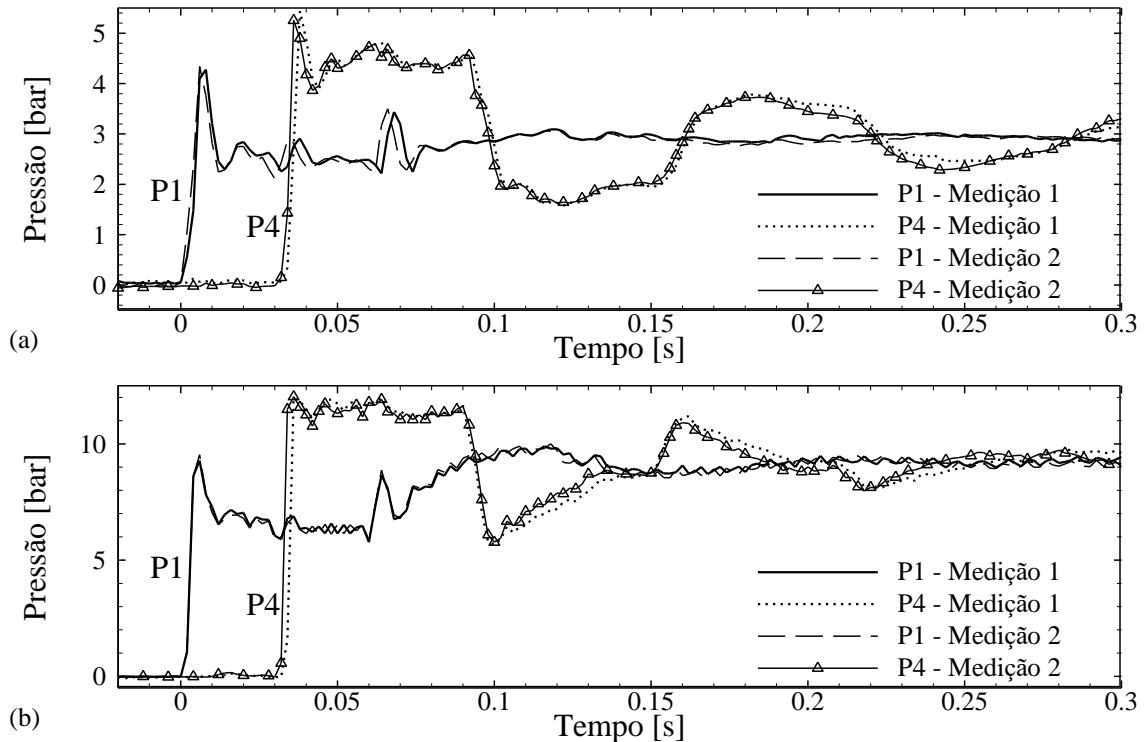


Figura 4.17 – Evolução temporal da pressão medida pelos transdutores de pressão P1 e P4 durante os 0,3 segundos iniciais da pressurização da solução de glicerina a 5°C, ao patamar final de aproximadamente (a) 3 bar e (b) 9 bar.

Tanto na Figura 4.17a quanto na Figura 4.17b é possível observar que o formato das curvas se repete para todas as medições executadas. Pequenas variações ocorrem na intensidade dos picos de pressão, mas a forma geral das curvas permanece a mesma para cada teste. O atraso entre cada medição para o mesmo teste pode ser considerado desprezível, pois ocorrem em intervalos de tempo menores que 0,01 ms. Assim, pode-se observar que os experimentos de pressurização rápida com a solução de glicerina apresentam uma boa repetibilidade, para todas as condições de vazão e configuração da válvula Vm2 apresentadas.

A seguir é apresentado o caso onde a mesma solução de glicerina foi pressurizada rapidamente até aproximadamente 3 bar, tanto a 5°C como a 25°C. O objetivo deste experimento é verificar o efeito da temperatura na atenuação da onda de pressão. O gráfico da pressão medida pelos transdutores P1 e P4 em função do tempo, durante os segundos iniciais dos testes é mostrado na Figura 4.18.

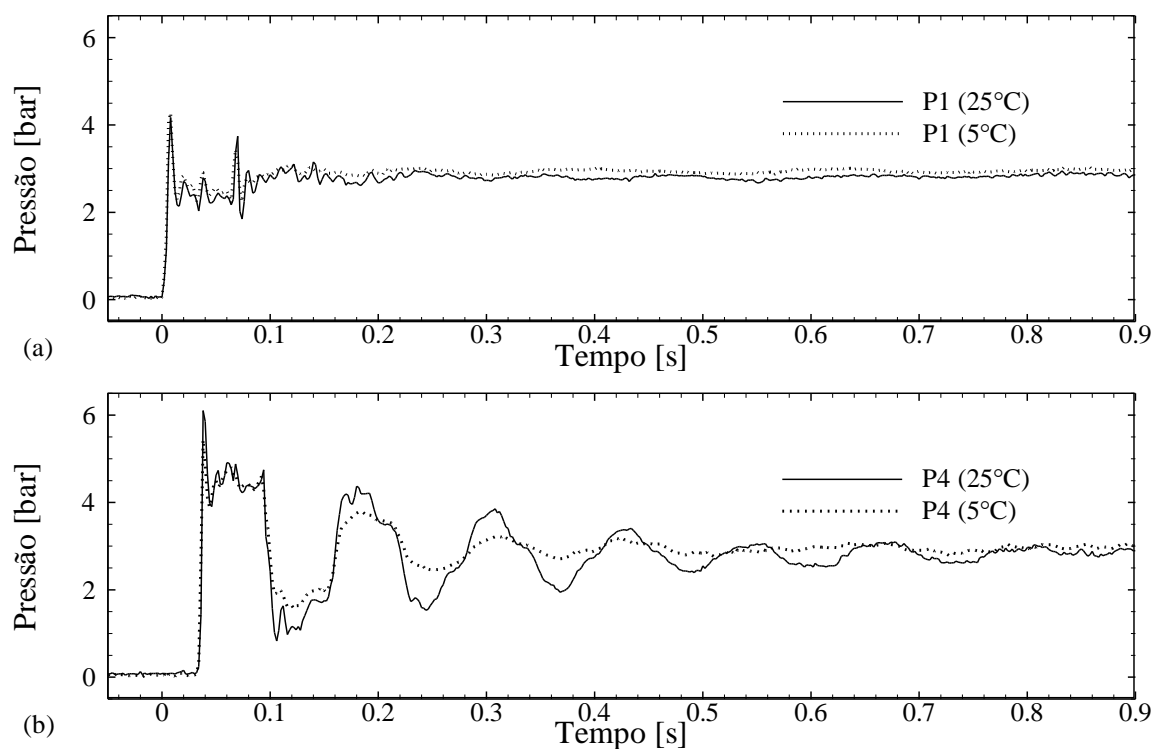


Figura 4.18 – Comparação entre a evolução temporal da pressão medida por P1 (a) e P4 (b) durante testes de pressurização a 5°C e 25°C, até o patamar final de aproximadamente 3 bar

Primeiramente, verifica-se na Figura 4.18a que as curvas de P1 se estabilizam em um valor próximo a 3 bar perto de 0,8 s para 25°C e 0,5 s para 5°C, pois neste intervalo de tempo a onda de pressão inicial é completamente dissipada. Ambas as curvas de P1 são bastante similares pois poucas oscilações são detectadas nesta posição, já que P1 está bastante afastado da válvula V2, que é o ponto onde ocorre a reflexão da onda propagada. Além disso, o funcionamento contínuo da bomba contribui para a rápida estabilização em 3 bar, pois P1 está instalado muito próximo da saída da bomba.

Embora as pressões medidas se estabilizem em 3 bar nas duas temperaturas testadas, a estabilização das pressões e atenuação da onda de pressão ocorre de maneira diferente para cada temperatura, quando observado o gráfico do sensor P4. Devido à maior viscosidade do fluido, a atenuação da onda de pressão ocorre mais rapidamente a 5°C. Como a viscosidade da glicerina é maior a 5°C, a maior dissipação viscosa favorece a atenuação da onda de pressão propagada pela serpentina. Nota-se que, mesmo com esta diferença entre os picos e vales das curvas de pressão, as oscilações de ambos os testes estão em fase, o que indica que a velocidade da onda de pressão sofreu pouca variação em função da temperatura.

Também é interessante verificar as diferenças entre um experimento com a solução de glicerina e teste com água. A Figura 4.19 mostra um gráfico da pressão medida pelos transdutores P1 e P4 em função do tempo, comparando um teste de pressurização rápida da solução de glicerina com teste de pressurização rápida de água, ambos até aproximadamente 3 bar, a 5°C. Em ambos os testes, a pressurização da serpentina ocorre em 0 s, no momento em que V1 é aberta.

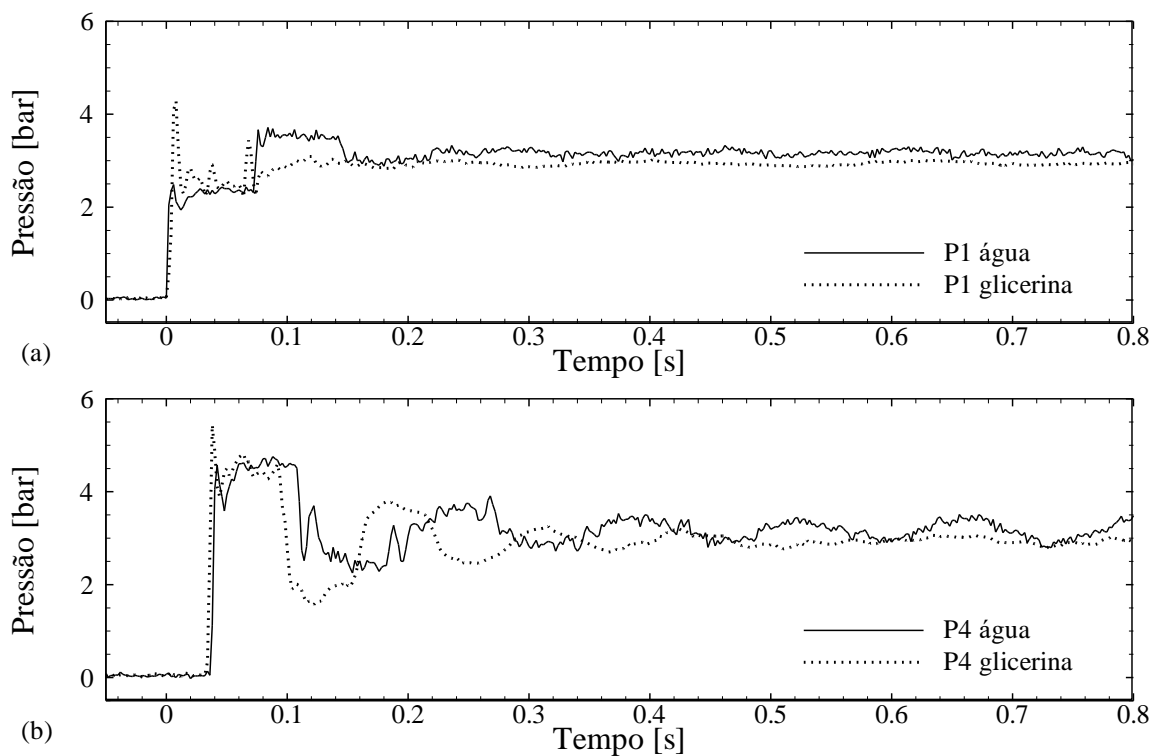


Figura 4.19 – Comparação entre a evolução temporal da pressão medida por P1 (a) e P4 (b) durante testes de pressurização a 5°C utilizando água e a solução de glicerina, até o patamar final de aproximadamente 3 bar

A Figura 4.19 indica que logo na pressurização inicial, a pressão medida pelo sensor P4 com a glicerina é detectada alguns momentos antes que a água, por conta da maior velocidade de onda de pressão (PHYSICAL PROPERTIES OF GLYCERINE AND ITS SOLUTIONS, 1963). Os resultados mostram maiores picos de pressão durante os testes com glicerina do que com água logo após a abertura de V1. Isto pode ser explicado pela hipótese de que a onda de pressão possui maior inércia na glicerina do que na água, o que consequentemente causa maiores picos de pressão durante a rápida pressurização.

4.2.3 Comparação entre experimentos com solução de glicerina e simulações numéricas

O modelo matemático de Santos (2015), descrito anteriormente na Seção 4.1.3 foi utilizado para simular a transmissão de pressão após a pressurização rápida da solução de glicerina a 5°C. Para a simulação e o experimento, a massa específica do fluido foi considerada como 1217 kg/m³ e a viscosidade da solução de glicerina a 5°C como 0,154 Pa.s, como mostrado na Tabela 4.3. Como não há dados na literatura, a velocidade c da solução foi estimada pelo gráfico de uma das medições, conforme procedimento descrito na Seção 4.1.2, resultando em 1665 m/s. Além disso, os dados geométricos da serpentina mostrados na Tabela 3.1 foram alimentados ao programa. Assim como nas simulações com água, a curva de pressão medida experimentalmente por P1 em função do tempo, mostrada na Figura 4.20, foi utilizada como condição de contorno na entrada, enquanto que a condição de contorno na saída é simplesmente a válvula V2 fechada, ou seja, vazão nula na saída. Para a malha radial, não há deslizamento na parede e simetria no centro do tubo. O instante correspondente a 0 s nas figuras é o instante em que a válvula V1 é aberta e o sistema é pressurizado.

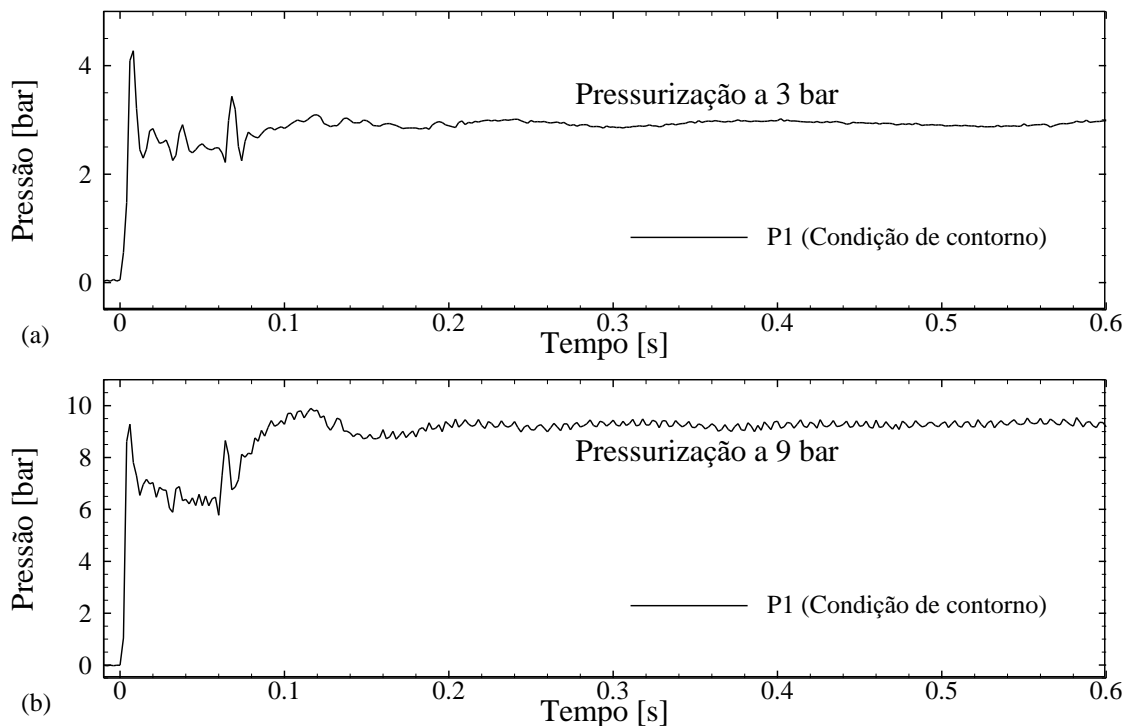


Figura 4.20 – Condições de contorno de entrada para as simulações de transmissão de pressão da solução de glicerina durante a pressurização rápida para (a) 3 bar e (b) 9 bar utilizadas no modelo – curvas de pressão em função do tempo medidas por P1.

Como a curva de P1 é uma condição de contorno, os programas geraram as curvas correspondentes a P2, P3 e P4. A Figura 4.21 e Figura 4.22 mostram comparações entre resultados experimentais e numéricos de transmissão de pressão até um patamar de aproximadamente 3 bar e 9 bar respectivamente. As Figura 4.21a e Figura 4.21b mostram a comparação entre o experimento e o modelo 2D, considerando os sensores P2 e P4 na pressurização a 3 bar, respectivamente. A mesma organização é usada na Figura 4.22.

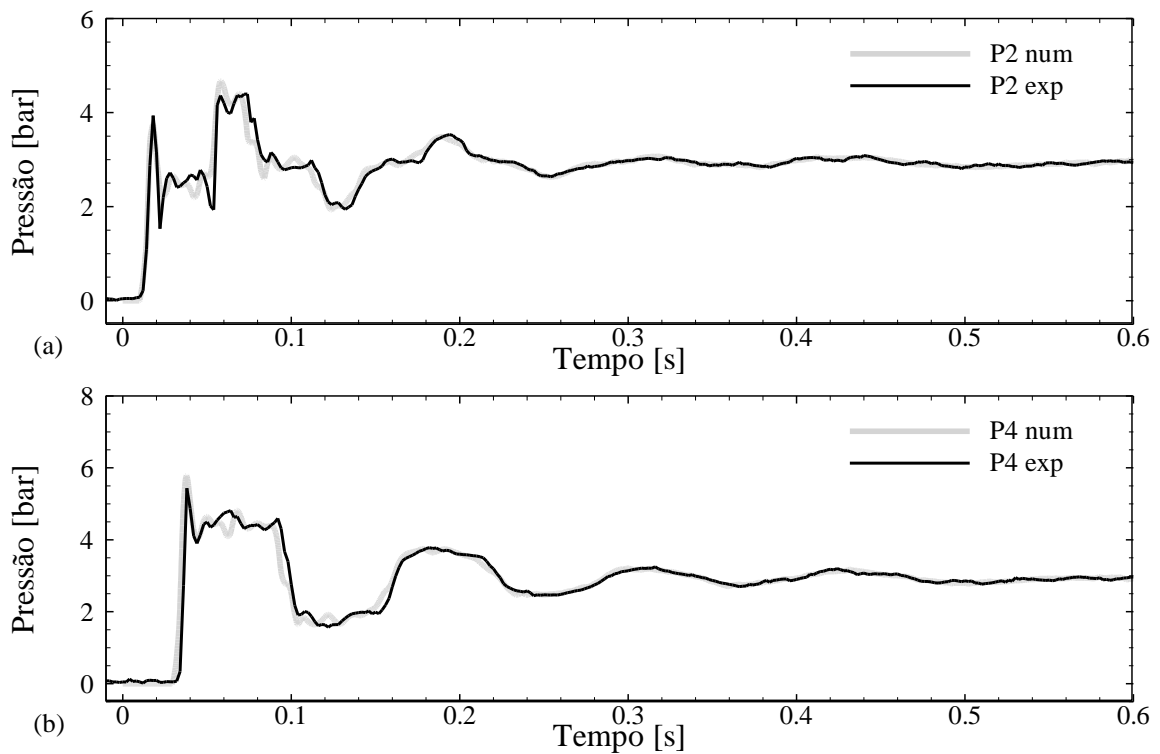


Figura 4.21 – Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P2 (a) a P4 (b) durante testes de pressurização da solução de glicerina a 5°C, até um patamar próximo de 3 bar.

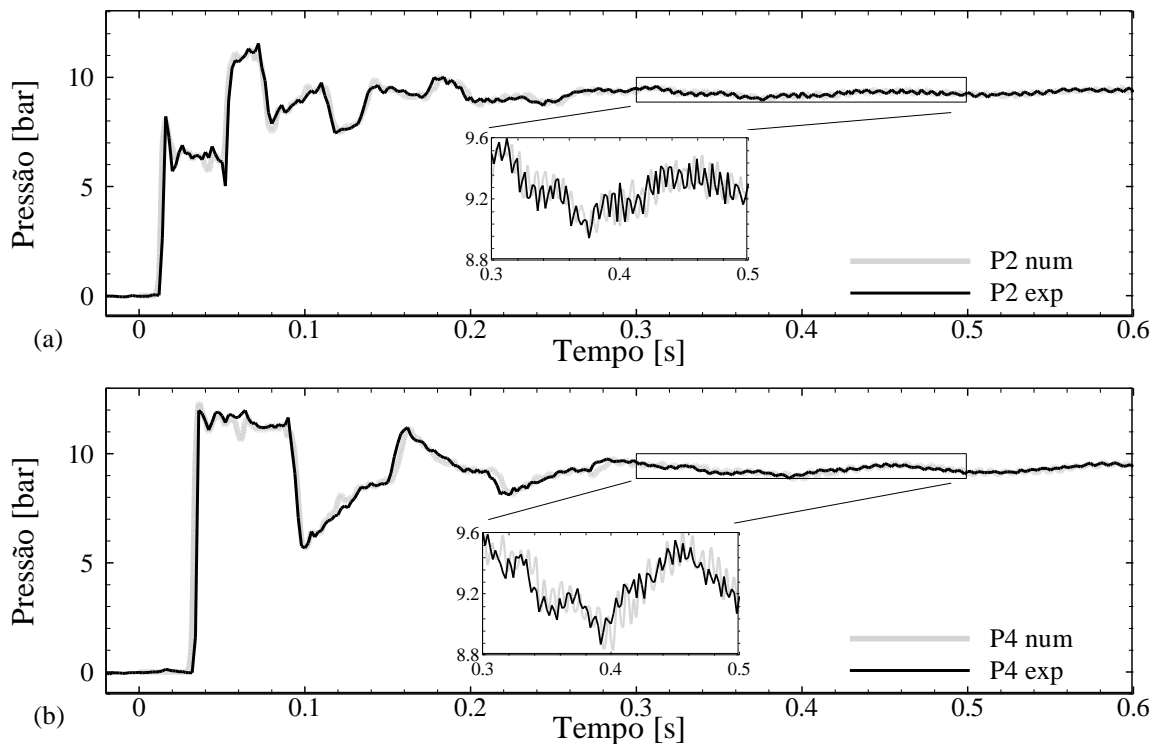


Figura 4.22 – Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P2 (a) a P4 (b) durante testes de pressurização da solução de glicerina a 5°C, até atingir patamar próximo de 9 bar.

O modelo matemático de Santos (2015), assim como no caso dos testes com água se mostrou bem adequado para simular as pressões nas condições dos experimentos com solução de glicerina, como pode ser visto na Figura 4.21 e Figura 4.22. Os resultados são bastante similares aos experimentais, com bastante proximidade entre as formas das curvas de pressão em função do tempo, tanto durante os testes de pressurização a 3 bar quanto 9 bar. Há também uma boa concordância entre o período das oscilações de pressão simuladas e experimentais. A semelhança entre os resultados experimentais e numéricos do modelo mostra que a influência do formato helicoidal da serpentina nos testes de transmissão de pressões pode ser considerada desprezível, já que a serpentina é considerada como um tubo reto no modelo matemático. Portanto, o modelo matemático se mostrou bastante apto a representar o a propagação de pressão em um fluido mais dissipativo como a glicerina.

É importante notar a diferença das oscilações das pressões causadas pelas pulsações. As oscilações provenientes do motor da bomba são consideravelmente menores na solução de glicerina do que na água, devido à alta viscosidade da solução de glicerina a 5°C. Logo, esta influência da viscosidade no bombeamento é detectada também pelos simuladores, pois usam a curva de P1 como condição de contorno.

Outra observação interessante é que a bomba apresenta vibrações quando impulsiona a solução de glicerina a altas pressões. Estas vibrações na bomba são provavelmente causadas pela restrição na válvula Vm2 posicionada na tubulação de retorno, que obriga a bomba a bombear o fluido a maiores pressões. Por causa das vibrações, a condição de contorno na Figura 4.20b e as leituras dos demais sensores P2 e P4 na Figura 4.22 mostram maiores oscilações na pressão medida, que são reproduzidas também pelo modelo matemático, como é evidenciado nas ampliações da Figura 4.22.

Adicionalmente, é possível notar as quedas de pressão após o primeiro pico nas leituras de P2 exp que ocorrem perto de 0,02 e 0,06 s na Figura 4.21 e Figura 4.22, e estas quedas de pressão não são detectadas pelos simuladores. Isto ocorre porque apenas a geometria da serpentina é modelada no programa, enquanto que o efeito da tubulação de retorno é considerado apenas nas leituras de P1 como condição de contorno. Após a abertura de V1 nos experimentos, o alívio de pressão aberto para o reservatório pode causar as breves quedas de pressão medidas por P2 após o pico inicial, por conta de um possível retorno de fluido para o reservatório.

Por fim, é possível concluir que o modelo apresenta uma boa concordância com o experimento no que diz respeito a simular a resposta transitória do fluido à rápida pressurização. As curvas de pressão simuladas em função do tempo se encontram em fase com as curvas dos testes, e também convergem ao mesmo patamar final de pressão do experimento. A concordância entre o modelo matemático de Santos (2015) e o experimento se mostrou surpreendentemente boa, e pode-se dizer que não só os resultados do aparato experimental podem validar o modelo numérico, como também o modelo numérico pode ser usado para verificar os resultados do aparato experimental, já que o modelo foi previamente validado por resultados experimentais em Santos (2015).

4.3 Síntese do Capítulo 4

No Capítulo 4 foram realizados os testes preliminares de escoamentos transitórios com água e solução aquosa de 80% de massa de glicerina bidestilada. As seguintes observações podem ser feitas:

- i. O aparato experimental pode ser considerado apto a medir as pressões durante rápidos escoamentos transitórios, com base nos cálculos de velocidade da onda de pressão durante os testes experimentais.
- ii. A transmissão da pressão de bombeamento em ambos os fluidos newtonianos dentro da serpentina fechada foi verificada, como era esperado após a elaboração da revisão bibliográfica.
- iii. O sistema de medição se mostrou apto a detectar as rápidas variações de pressão da serpentina. A velocidade da onda de pressão medida foi comparada com a velocidade do som de dados tabelados, com desvio percentual de no máximo 10%.
- iv. Foi visto que, quando comparados resultados de pressurização rápida da solução de glicerina a 5°C e 25°C, a amplitude da onda de pressão é mais atenuada a baixas temperaturas, mas foi observada pouca diferença na velocidade da onda.
- v. Os resultados das simulações numéricas com o modelo matemático de Santos (2015) mostraram boa concordância com os resultados experimentais, principalmente nos testes com solução de glicerina.

5 EXPERIMENTOS COM FLUIDO VISCOPLÁSTICO

Nesta seção são analisados os resultados dos testes de transmissão de pressão com solução aquosa de Carbopol na serpentina fechada. Inicialmente são definidas as propriedades reológicas do fluido através de resultados de testes reométricos, pelos quais foram elaboradas curvas de escoamento. Estas informações são comparadas às curvas de escoamentos obtidas por testes utilizando a unidade experimental. Em seguida, com o fluido pressurizado, é analisada a distribuição de pressões ao longo do comprimento da serpentina, de modo a verificar a transmissão de pressão em um fluido viscoplástico. Também é analisado se a pressurização rápida da solução de Carbopol causa uma maior transmissão de pressão no fluido quando comparada com a pressurização lenta. Durante os ensaios experimentais, foi verificado que as pressões na solução de Carbopol não se estabilizam em zero com as válvulas abertas e bomba desligada. Por causa disso, é feita uma análise da influência da distribuição inicial de pressões na pressurização do fluido. Ademais, a tensão de cisalhamento na parede é calculada durante três patamares de pressurização do fluido, de modo a estimar a tensão limite de escoamento do fluido. O efeito da temperatura na transmissão de pressão também é estudado. O objetivo desta análise é relacionar a tensão limite de escoamento com as diferenças de pressão medidas na entrada e saída da serpentina durante a pressurização. Por fim, os resultados experimentais de pressurização lenta do fluido são comparados uma simulação numérica da pressurização lenta da solução de Carbopol a 5°C.

5.1 Propriedades do fluido de trabalho

Carbopol é uma família de polímeros sintéticos de ácido acrílico ligados a várias outras substâncias químicas (POUMAERE *et al.*, 2014). Este polímero é geralmente encontrado em forma de um pó fino, cujas partículas absorvem líquido e incham ao serem hidratadas. Como a solução resultante tem como base polímeros de ácido acrílico, seu pH é ácido. Para que o fluido adquira uma tensão limite de escoamento, a solução aquosa deve ser neutralizada com NaOH (DI GIUSEPPE *et al.*, 2015). Adicionalmente, Di Giuseppe *et al.* (2015) mostraram que a

viscosidade aparente das soluções feitas com o polímero é dependente do pH, aumentando até um valor de pH aproximadamente igual a 9, e a partir deste valor começa a decrescer. De acordo com Poumaere *et al.* (2014), as soluções de Carbopol apresentam comportamento tixotrópico desprezível e propriedades reológicas estáveis, se aproximando de um fluido viscoplástico ideal. O fluido de trabalho elaborado para a execução dos experimentos é uma solução com concentração de 70% de gel clínico utilizado em exames de ultrassom na área médica e 30% de água destilada. Como o gel clínico é composto principalmente por Carbopol e água, o fluido de trabalho é chamado de solução de Carbopol ao longo do texto. O processo de elaboração deste fluido é detalhado no Apêndice B, Seção B.2. Após a elaboração do fluido, foi planejada a retirada semanal de amostras da unidade experimental, de forma a observar a estabilidade do fluido por meio de ensaios reométricos de patamar de taxa de deformação. Estes testes são usados para a elaboração de curvas de escoamento do fluido. O procedimento de obtenção destas curvas é detalhado na Seção B.2.

De modo a verificar as medições da unidade experimental durante o escoamento de fluidos viscoplásticos, foram elaboradas curvas de escoamento de tensão em função da taxa de deformação com base nas medições de pressão e vazão durante a circulação da solução de Carbopol pela serpentina. Estes valores podem ser convertidos em τ e $\dot{\gamma}$ respectivamente, para que seja feita a comparação entre as curvas de escoamento da unidade experimental e obtidas com resultados de testes com um reômetro. O procedimento de testes para a elaboração das curvas de escoamento com a unidade experimental é descrito a seguir. Inicialmente, as válvulas V1 e V2 são mantidas abertas e V3 fechada, para que todo o fluido bombeado escoe pela serpentina. Após a estabilização das temperaturas e o início da gravação de dados, o valor mínimo de sinal de corrente para o motor da bomba (1 mA) é selecionado para que o fluido circule pela serpentina à vazão constante por 60 s. Passado este intervalo de tempo, a corrente é incrementada em 1 mA e o fluido é novamente circulado por 60 s. Repete-se esta etapa até que seja atingido o valor máximo de corrente de 20 mA (ou vazão) para o teste, ou quando a pressão do sensor P1 atinge um valor médio próximo a 12 bar, indicando o limite máximo de pressão de trabalho da bomba. A média das pressões de regime permanente durante 10 s de circulação é calculada para cada valor médio de vazão. Com isso, calcula-se a perda de carga média em função de cada patamar de vazão, por $\Delta P = P1_{m\u00e9dio} - P4_{m\u00e9dio}$.

Em seguida, repete-se o procedimento com V1, V2, e V3 abertas, e Vm2 (válvula manual da tubulação de retorno) parcialmente aberta com 6 voltas, de modo que parte do fluido bombeado escoe pela serpentina, e outra parte escoe diretamente ao reservatório. Deste modo,

é possível atingir vazões menores do que se podia atingir com V3 fechada, de maneira a preencher a curva de escoamento do aparato experimental com pontos correspondentes a baixas vazões. O procedimento também deve ser repetido com Vm2 parcialmente aberta em 5 e 4 voltas, pois quanto maior a abertura de Vm2, menor é a vazão medida na serpentina. A Figura 5.1 mostra as médias das perdas de carga em função da vazão durante duas medições, com Vm2 completamente fechada. As barras de erro representam as oscilações causadas pelas pulsações da bomba durante os testes. Nota-se que boa repetibilidade entre diferentes medições durante os mesmos testes realizados na unidade experimental.

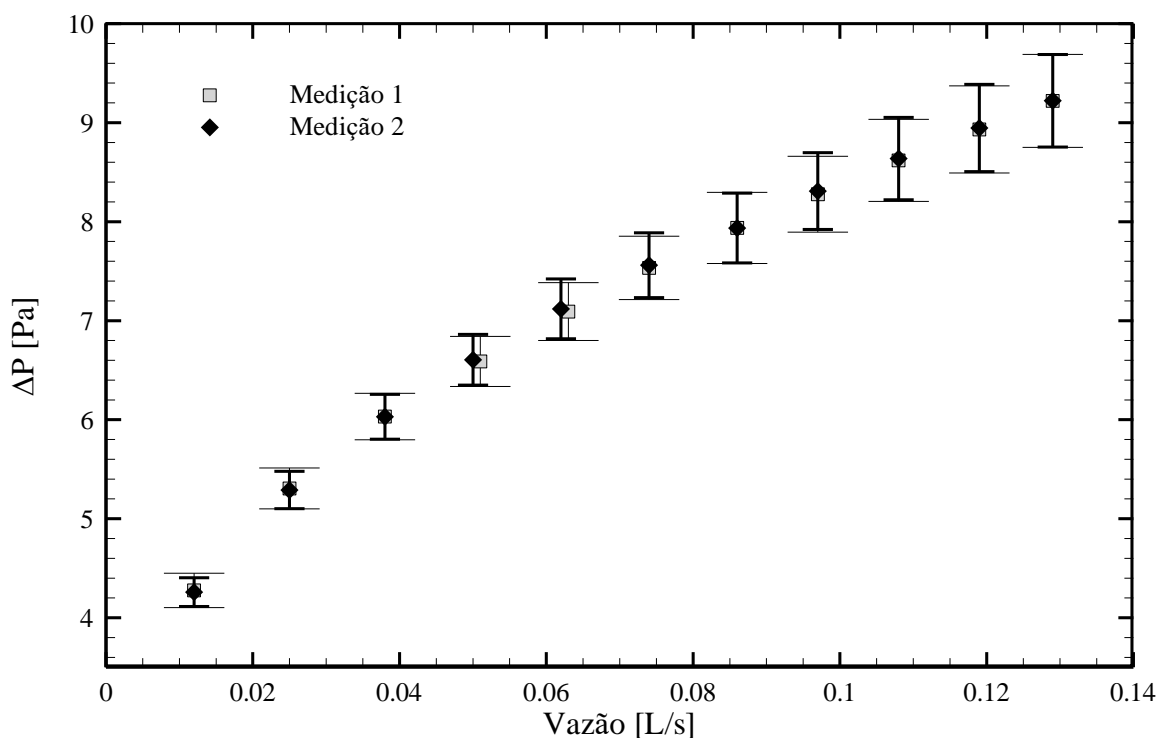


Figura 5.1 – Perda de carga média em função da vazão durante escoamento da solução de Carbopol a 5°C para elaboração de curva de escoamento da unidade experimental – data: 17/11/2016.

As medições da unidade experimental, na forma de ΔP [bar] em função da vazão medida Q [L/s], devem ser convertidas para τ [Pa] e $\dot{\gamma}$ [s^{-1}], respectivamente, para possibilitar uma comparação com os resultados dos testes reométricos, que são apresentados como curvas de τ em função de $\dot{\gamma}$. Os valores de perda de carga podem ser convertidos para tensão na parede da serpentina utilizando a Equação (2.7), de modo que $\tau = \tau_w$. Uma conversão aproximada da vazão medida para taxa de cisalhamento corrigida pode ser feita utilizando a equação de Weissenberg-Rabinowitsch, considerando hipóteses de escoamento incompressível, laminar,

permanente, isotérmico, sem escorregamento nas paredes e com velocidade apenas na direção axial da tubulação (MACOSKO, 1994):

$$\dot{\gamma}_{corr} = \frac{\dot{\gamma}_{aw}}{4} \left(3 + \frac{d \ln Q}{d \ln \tau_w} \right) \quad (5.1)$$

onde $\dot{\gamma}_{aw}$ é a taxa de deformação aparente (ou taxa de deformação para fluido newtoniano) na parede da serpentina, e τ_w é a tensão de cisalhamento na parede, e Q é a vazão medida em L/s.

A equação que retorna o valor de $\dot{\gamma}_{aw}$ é escrita da seguinte forma (MACOSKO, 1994):

$$\dot{\gamma}_{aw} = \frac{4Q}{\pi R_{médio}^3} \quad (5.2)$$

onde $R_{médio}$ é o raio interno médio da serpentina. Uma equação da forma $\ln Q = A(\ln \tau_w)^2 + B(\ln \tau_w) + C$ pode ser ajustada com os dados de tensão na parede e vazão medida. Um exemplo deste ajuste é mostrado na Figura 5.2 para a circulação de fluido a 5°C. As constantes do ajuste mostrado são as seguintes: $A = -1,412$; $B = 14,84$ e $C = -40,47$.

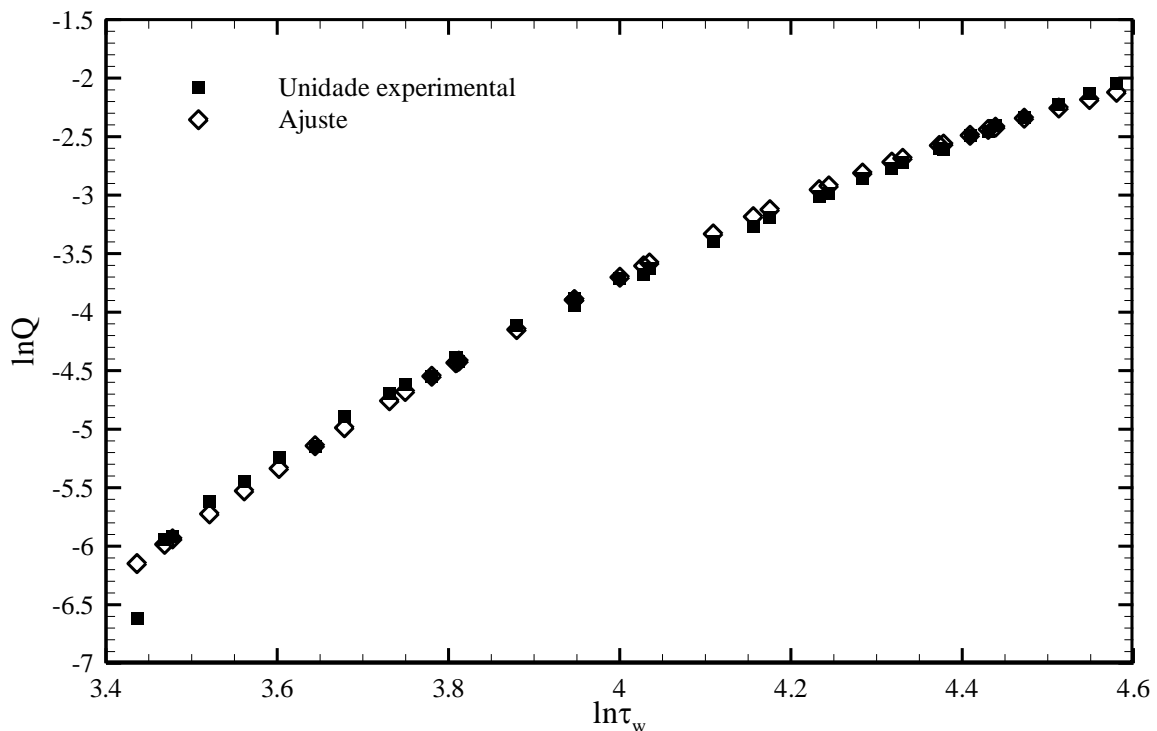


Figura 5.2 - Ajuste de equação na forma de $\ln Q = A(\ln \tau_w)^2 + B(\ln \tau_w) + C$ aos dados da unidade experimental para vazão medida e tensão de cisalhamento na parede para a solução de concentração de 70% de Carbopol a 5°C.

Em seguida, a derivada $(d \ln Q / d \ln \tau_w) = 2A \ln \tau_w + B$ é calculada para cada valor medido de τ_w e substituída na Equação (5.1), possibilitando o cálculo da taxa de cisalhamento corrigida. Com os valores de τ_w e $\dot{\gamma}_{corr}$ correspondentes às medições de ΔP e Q , a curva de escoamento da unidade experimental é elaborada.

Os ensaios reométricos, por sua vez, foram feitos semanalmente durante o mês de outubro e início de novembro. Nos resultados, foram observadas diferenças entre curvas de escoamento elaboradas com condições iguais, mas em datas diferentes. Isto indicou que a solução de Carbopol estava se degradando com o passar do tempo de armazenamento na unidade experimental. Constatou-se que esta degradação provavelmente estava associada à evaporação da água da mistura de gel, visto que o reservatório de fluido não é hermeticamente selado.

Além disso foram observadas diferenças entre medições de um mesmo teste adquiridas no mesmo dia, indicando que os experimentos com o reômetro não tinham boa repetibilidade. Para resolver este problema, foi decidido agitar a amostra de fluido por 40 minutos antes da execução dos testes, de modo a homogeneizar as amostras. Foram executadas três medições de patamar de taxa com a solução aquosa de Carbopol retirada do reservatório no dia 17/11/2016 para as temperaturas de: 5°C e 25°C. Em seguida, foi calculada a média das três medições de tensão para cada temperatura para obter as curvas de escoamento finais. Com a agitação das amostras antes dos testes, foi verificada boa repetibilidade entre as curvas de escoamento. A Figura 5.3 mostra as curvas de escoamento obtidas com a unidade experimental e reômetro, com o fluido de trabalho a 5°C. Os resultados para 25°C são mostrados na Figura 5.4. O máximo desvio percentual entre três diferentes medições a 5°C e 25°C resultou em 7% e 4%, respectivamente. Entretanto, como o fluido degrada com o tempo, as curvas de escoamento do dia 17/11/2016 foram usadas apenas durante a análise de testes de transmissão de pressão feitos próximos a essa data.

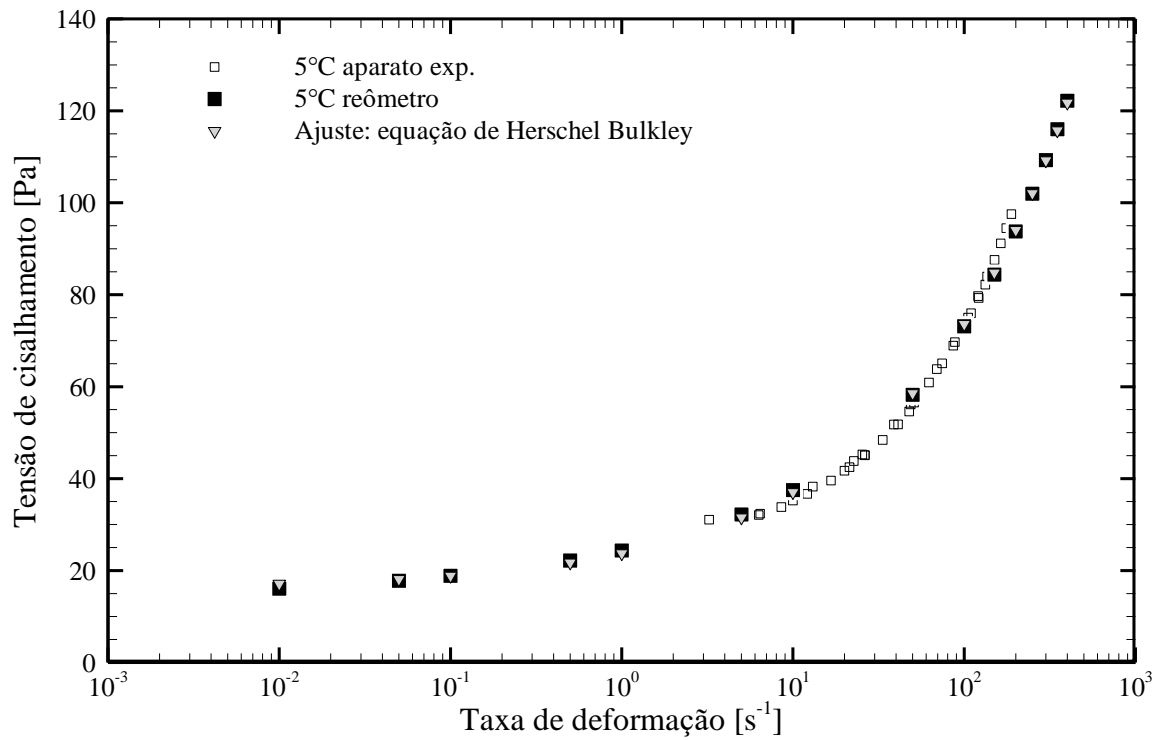


Figura 5.3 – Curvas de escoamento resultante de testes feitos com a unidade experimental e reômetro a 5°C - amostra do dia 17/11/2016

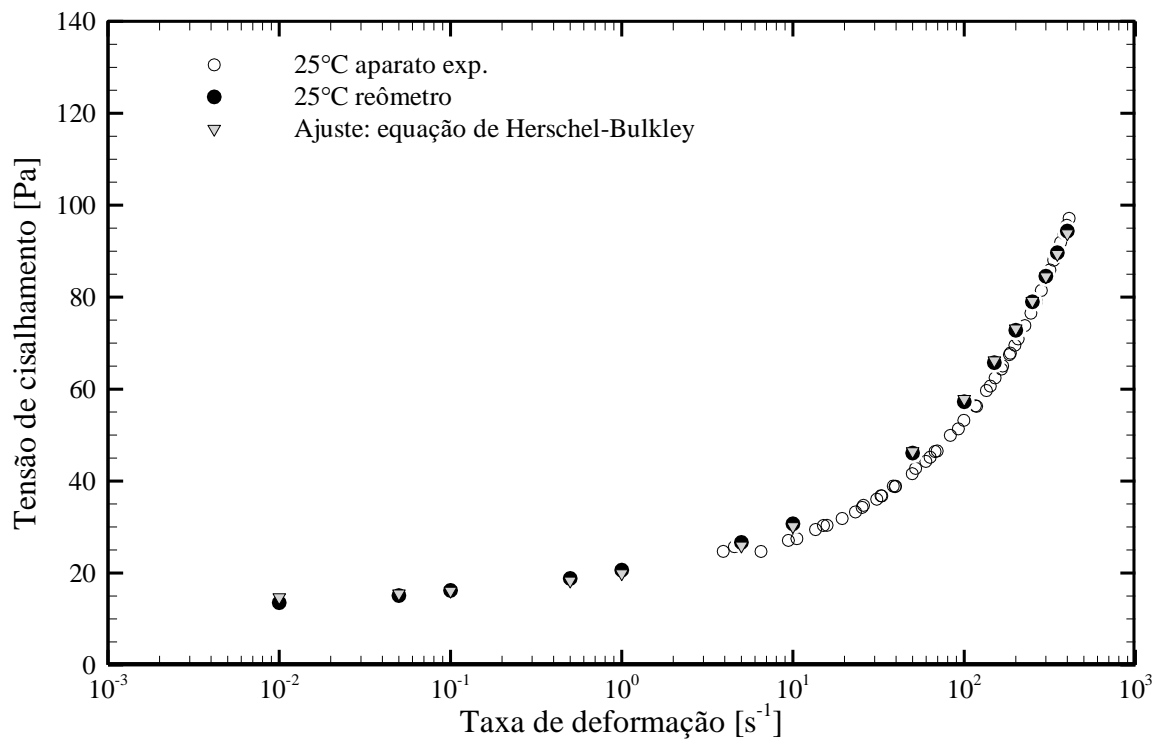


Figura 5.4 – Curvas de escoamento resultante de testes feitos com a unidade experimental e reômetro a 25°C - data: 18/11/2016

É possível notar na Figura 5.3 e Figura 5.4, que a forma das curvas geradas pelos experimentos na unidade experimental é bastante similar às curvas geradas pelos testes reométricos, principalmente nas regiões de taxas de deformação acima de 100 s^{-1} . A baixas taxas a concordância entre as curvas da unidade experimental e reômetro é menor. Como os testes de curva de escoamento com a unidade experimental e com o reômetro foram feitos nos dias 17/11/2016 e 18/11/2016, pode-se desprezar o efeito da degradação do fluido nestes resultados. Portanto, os resultados experimentais de testes que foram realizados em datas próximas podem ser comparados entre si. A Equação de Herschel-Bulkley (HB), mostrada na Equação (2.6), foi ajustada para as curvas de escoamento da unidade experimental e do reômetro a 5°C e 25°C . Os valores das constantes dos ajustes são mostrados na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 - Constantes para o ajuste da Equação de Herschel-Bulkley realizado a partir dos testes no reômetro e no aparato experimental.

	AJUSTE HB	5°C	25°C
Ajuste da curva de escoamento do reômetro			
τ_{aj-reo}	τ_0 [Pa]	16,07	13,87
	K [Pa.s ⁿ]	7,64	6,01
	n [-]	0,44	0,43

onde τ_{aj-reo} é o ajuste da equação de HB para os resultados de tensão de cisalhamento e taxa de deformação do reômetro. Como a unidade experimental não apresenta resultados de tensão de cisalhamento a baixas taxas, foi concluído que os resultados do reômetro representam melhor o comportamento do fluido. Portanto, a tensão limite de escoamento τ_0 resultante do ajuste da equação de HB aos dados do reômetro é adotada durante a análise dos resultados dos testes feitos dia 17/11/2016 e 18/11/2016. Os valores da tensão limite de escoamento do fluido a 5°C e 25°C são $\tau_{0,5^\circ\text{C}} = 16,07 \text{ Pa}$ e $\tau_{0,25^\circ\text{C}} = 13,87 \text{ Pa}$, respectivamente. O coeficiente de correlação entre o ajuste da equação de Herschel-Bulkley e os dados do reômetro resultou em aproximadamente 1 para taxas de cisalhamento entre $0,01 \text{ s}^{-1}$ e 400 s^{-1} , indicando excelente concordância.

5.2 Análise da transmissão de pressão

A seguir são apresentados e discutidos os resultados de testes de transmissão de pressão na solução de Carbopol confinada na serpentina. É importante notar que as propriedades reológicas do fluido mostradas na Tabela 5.1 foram utilizadas apenas na análise de testes próximos do dia 17/11/2016, devido à degradação do fluido com o tempo de armazenamento. Por outro lado, apenas uma análise qualitativa é feita para testes realizados em outras datas, ou seja, as discussões não foram baseadas nas propriedades reológicas medidas. Lembrando que o sensor de pressão em 0 m na serpentina, próximo à saída da bomba, corresponde a P1; em 16,3 m a P2, em 32,3 m a P3, e por fim em 48,3 m a P4, que está próximo à válvula de saída V2.

5.2.1 Verificação da não-transmissão de pressão na pressurização lenta

A seguir é analisada a pressurização até aproximadamente 7 bar, a transmissão de pressões após a estabilização, e a despressurização da serpentina para testes a 5°C, conforme o procedimento de pressurização lenta detalhado na Seção 3.5.1. Lembrando, durante o teste de pressurização lenta, o motor da bomba é acelerado lentamente enquanto V2 está fechada e V1 e V3 abertas, até atingir uma rotação constante.

Inicialmente é verificada a evolução temporal da distribuição de pressões ao longo do comprimento da serpentina durante a pressurização do fluido, mostrada na Figura 5.5. Os quatro valores indicados em cada instante de tempo na Figura 5.5 correspondem às medições de P1 a P4. Os resultados da pressurização da solução de Carbopol (Figura 5.5b) são comparados com a pressurização de um fluido newtoniano (Figura 5.5a), neste caso a água, na mesma temperatura. Ambos os fluidos foram pressurizados até aproximadamente o mesmo patamar de pressão. O instante $t = 0$ s indica a distribuição de pressão inicial, ou seja, no momento em que a bomba é ligada para pressurizar o fluido. Os outros instantes de tempo mostrados indicam o tempo decorrido após o início do bombeamento. São mostrados os valores instantâneos de P1 a P4 para cada instante de tempo, exceto no instante de regime permanente (RP), que é equivalente a uma média dos valores de pressão medidos por 10 s após a estabilização.

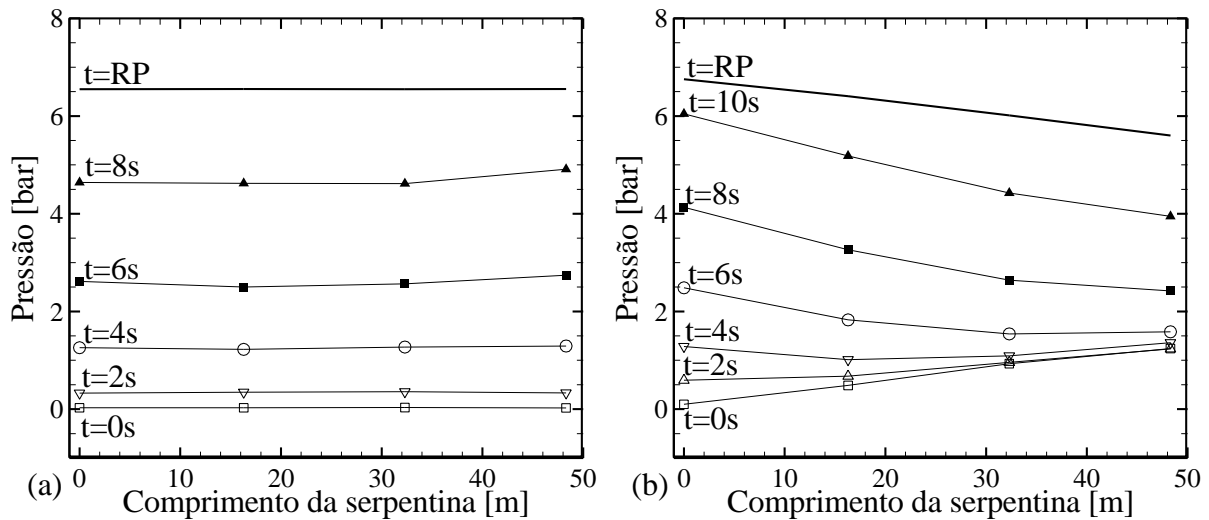


Figura 5.5 – Evolução temporal da distribuição de pressões ao longo do comprimento da serpentina durante a etapa de pressurização lenta do fluido, utilizando (a) água e (b) solução de Carbopol - data: 17/11/2016

É interessante notar as diferenças nos perfis de pressão dos dois fluidos. No caso da água (Figura 5.5a), o perfil de pressões inicial em 0 s é uniforme, ou seja, a mesma pressão de 0 bar é observada ao longo da serpentina com o fluido despressurizado. A medida em que a serpentina é pressurizada, a distribuição de pressões permanece aproximadamente uniforme até atingir o regime permanente. Ou seja, durante este teste específico a diferença de pressões é aproximadamente zero durante a pressurização da água. A uniformidade do perfil de pressões é mantida porque a pressurização ocorre durante um intervalo de tempo muito maior que o tempo de propagação da onda de pressão pela serpentina. Como o aumento de pressão acontece em pequenos incrementos, a propagação da onda ao longo da serpentina não é detectada. As pequenas diferenças na uniformidade dos perfis de pressões, principalmente em $t = 8$ s, podem ser explicadas pelas oscilações de pressão causadas pelo movimento do rotor da bomba.

Em contrapartida, a distribuição inicial de pressões em 0 s na solução aquosa de Carbopol, mostrada na Figura 5.5b, não é uniforme. Esta condição inicial diferenciada é discutida em maiores detalhes na Seção 5.2.3. Nota-se que em $t = 2$ s, apenas as pressões medidas em 0 m (P1) e 16,3 m (P2) aumentam, indicando que a onda de pressão não possui intensidade suficiente para ser transmitida para os sensores P3 e P4 restantes neste intervalo de tempo. Com o aumento da vazão nos instantes seguintes, as pressões nos demais sensores aumentam sequencialmente até que todos os sensores instalados detectem a propagação da pressão. Ao atingir o regime permanente, a distribuição de pressões também não é uniforme, pois existe uma diferença de pressão da entrada para a saída da serpentina. Esta distribuição de pressões é indicativa da não transmissão de pressão ao longo da serpentina.

A Figura 5.6 mostra a evolução das pressões medidas por P1 a P4 ao longo do tempo, onde $t = 0$ s indica o instante em que a bomba é ligada. Os resultados da Figura 5.6 são os mesmos da Figura 5.5b. Note que a válvula V1 é mantida aberta após a pressurização. Desse modo, as medições de pressão são afetadas pelo movimento do rotor da bomba durante o bombeamento, apresentando oscilações de grande amplitude, principalmente em P1.

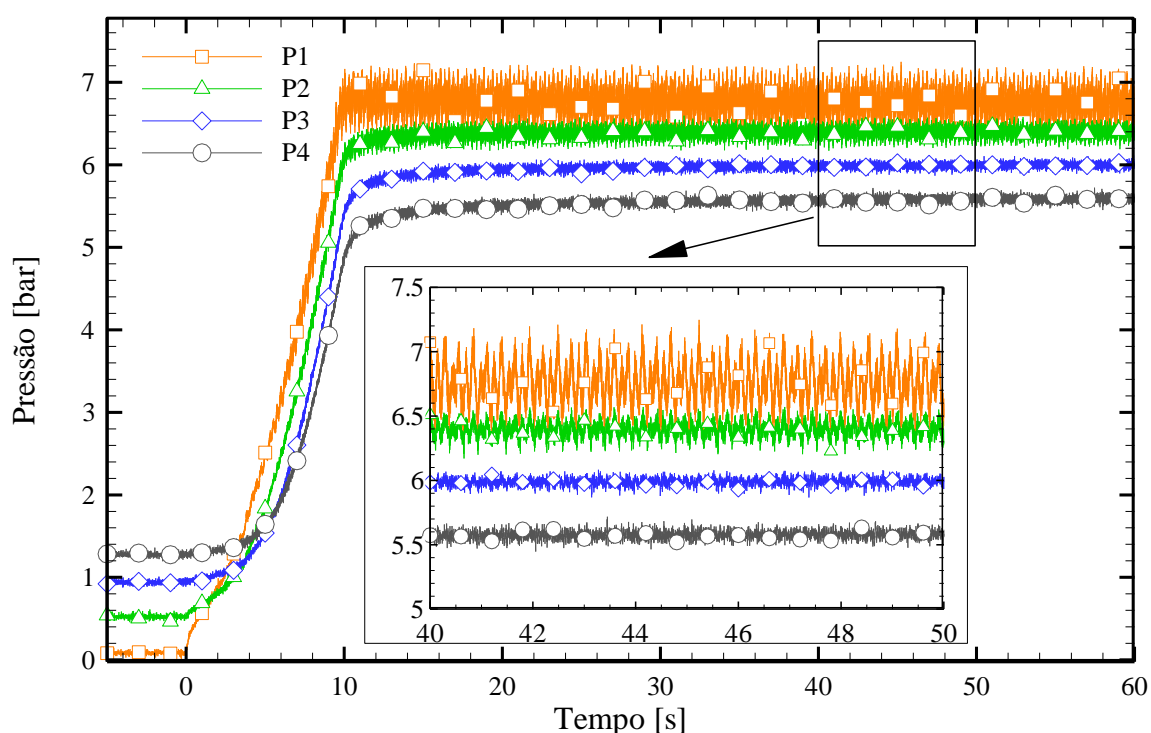


Figura 5.6 – Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 a P4 a 5°C durante a pressurização a aproximadamente 6,8 bar – data: 17/11/2016.

Enquanto a média das pressões de P1 se estabilizou em aproximadamente 6,8 bar, as leituras P4 se estabilizaram em aproximadamente 5,6 bar, mostrando uma diferença de 1,2 bar ao longo da serpentina. Isto comprova que, após a pressurização e estabilização das pressões do fluido, a pressão imposta pela bomba não é transmitida totalmente do sensor P1, na entrada da serpentina, até P4, na saída. O gráfico de pressão em função do tempo de pressurização é útil para verificar a maior dissipação das pulsações da bomba pela diminuição da amplitude das oscilações de P1 a P4. Diferente do que ocorre com a água, onde as pulsações são capazes de se deslocar de P1 a P4 e refletir em V2 fechada, as pulsações na solução de Carbopol se dissipam totalmente antes de chegar em P3 devido à alta viscosidade do fluido.

A seguir, é analisada a despressurização da água na Figura 5.7a e da solução de Carbopol na Figura 5.7b na forma de perfis de pressões em função do comprimento da serpentina, após a pressurização mostrada na Figura 5.5b e Figura 5.6. Assim como na Figura 5.5, a despressurização é mostrada por várias distribuições de pressão ao longo da serpentina para cada instante de tempo. O instante inicial é o denominado por RP, que mostra a distribuição de pressão média do fluido pressurizado durante o regime permanente, e o instante final é mostrado em $t = 12$ s, após a despressurização completa do fluido. Como o motor da bomba não é instantaneamente desacelerado, a pressão do fluido diminui gradualmente com o tempo de desaceleração do rotor.

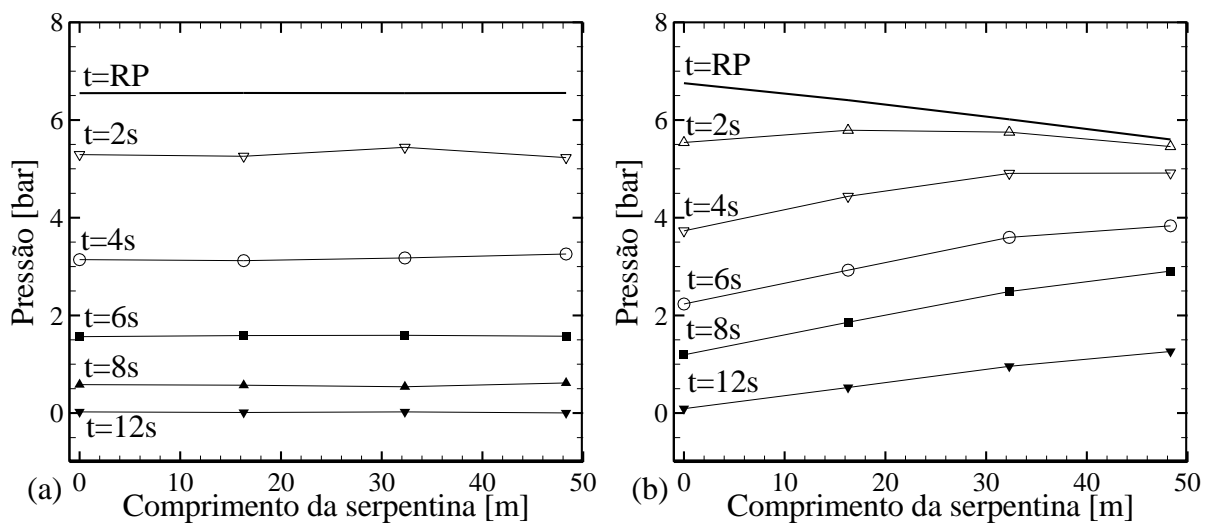


Figura 5.7 – Evolução temporal da distribuição de pressões ao longo do comprimento da serpentina durante a etapa de despressurização, utilizando (a) água e (b) solução de Carbopol - data: 17/11/2016

Observa-se que a distribuição de pressões ao longo da serpentina preenchida por água durante a despressurização também é uniforme, similar ao que acontece na pressurização. Além disso, após a despressurização completa do fluido (parada total do motor da bomba), as pressões retornam a 0 bar. Entretanto, a distribuição de pressões na solução de Carbopol durante a despressurização lenta da serpentina, considerando o teste específico executado, não é mantida uniforme. Como a válvula V2 permanece fechada após o desligamento da bomba, a pressão da serpentina é aliviada pela tubulação de retorno, que termina no reservatório de fluido onde as pressões são nulas. Como a saída da tubulação de retorno é mais próxima do sensor P1 na entrada da serpentina, observa-se uma maior diminuição da pressão neste sensor. Deste modo, P1 é menor que P4 após 2 s. Em $t = 12$ s é mostrada uma diferença de pressão entre P4 e P1 de aproximadamente 1,2 bar, valor aproximadamente igual ao do instante $t=0$ s na Figura 5.5b momentos antes da pressurização, o que indica que o fluido retorna à mesma condição inicial

antes de ser pressurizado. Como foi mencionado anteriormente na etapa de revisão bibliográfica, a não uniformidade das distribuições de pressão mostradas nesta seção está relacionada à tensão limite de escoamento da solução de Carbopol. A relação entre a tensão limite e a não transmissão de pressão no fluido é discutida com mais detalhes na Seção 5.2.4.

Também é importante verificar a repetibilidade das medições de distribuição de pressão após a pressurização da solução de Carbopol. A Figura 5.8 apresenta distribuições de pressão correspondentes a três medições de pressão durante o teste de pressurização da solução de Carbopol a 6,8 bar. Os resultados mostrados na Figura 5.6 são correspondentes à medição 2 da Figura 5.8. As distribuições de pressão foram calculadas a partir das médias das pressões de P1 a P4 durante 10 s de medição após o regime permanente. Os desvios padrão das médias calculadas são mostrados pelas barras de erro. Observa-se que as distribuições de pressão estão bastante próximas entre si, com desvio máximo de aproximadamente 0,07 bar. Esta diferença entre as pressões pode estar relacionada a pequenas diferenças entre as temperaturas médias do fluido em cada teste. Note que as inclinações das curvas também estão muito próximas umas das outras, o que indica que as diferenças de pressão ao longo da serpentina são equivalentes. Estas observações mostram que os resultados experimentais de pressurização da solução de Carbopol apresentam boa repetibilidade.

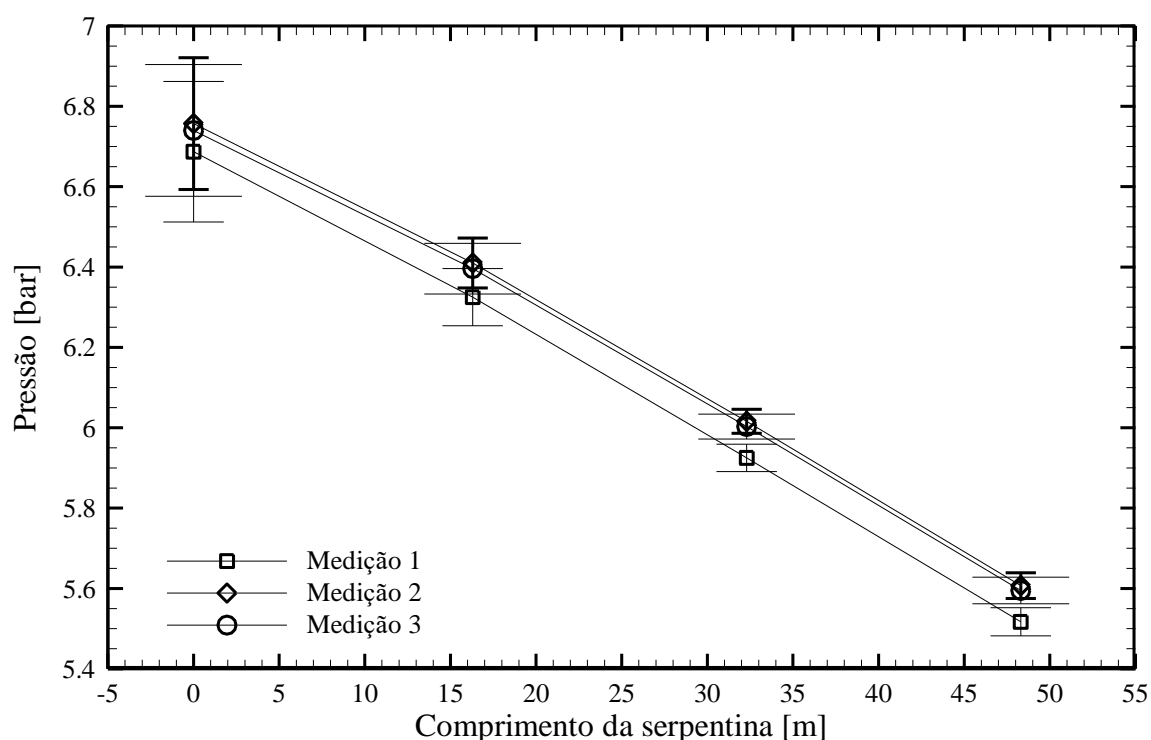


Figura 5.8 – Distribuições de pressão para três medições do mesmo teste de pressurização lenta da solução de Carbopol a 5°C a um patamar de aproximadamente 6,8 bar.

O resultado da pressurização da solução de Carbopol é bastante diferente do verificado em testes de transmissão de pressão com água ou glicerina, onde as leituras médias de pressão para todos os quatro sensores instalados resultaram no mesmo valor, conforme mostrado na Figura 5.9. Esta imagem mostra uma comparação dos resultados de pressurização de um fluido newtoniano (solução de glicerina na Figura 5.9a) e viscoplástico (solução de gel Carbopol na Figura 5.9b) que foram pressurizados lentamente ao mesmo patamar de aproximadamente 3 bar. Neste caso, foram comparados resultados de pressurização a 3 bar, e não a 6,8 bar como na Figura 5.6, porque não foi feita a pressurização da glicerina até este patamar. As leituras de P1 e P4, considerando a glicerina como fluido de trabalho, são praticamente as mesmas, ou seja, a diferença de pressão ao longo da serpentina é de 0 bar. Já com a solução de Carbopol, há uma diferença de pressão entre P1 a P4 de aproximadamente 1,3 bar. Nota-se que as oscilações de pressão são menores neste caso do que mostrado na Figura 5.6 porque a pressurização também é menor, ou seja, quanto menor o nível de pressurização, menores as oscilações devido ao bombeamento.

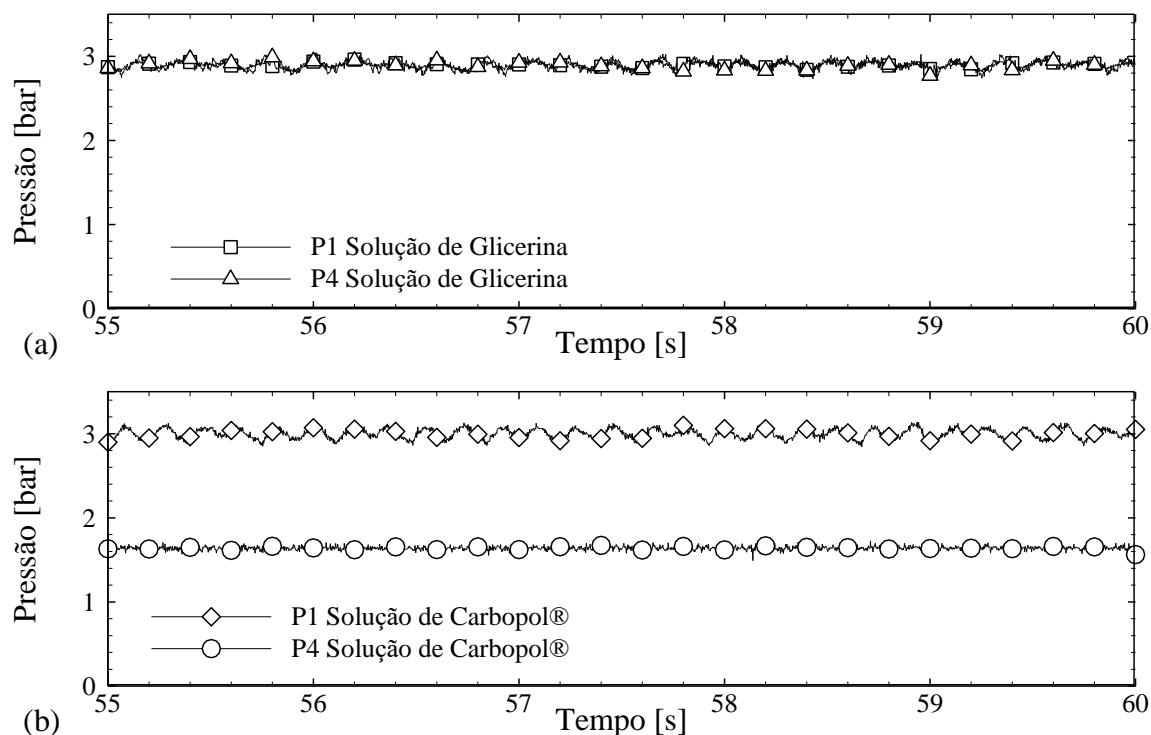


Figura 5.9 – Comparação entre a pressurização da solução aquosa de glicerina (a) e de Carbopol (b), a 5°C e aproximadamente 3 bar – teste com solução de Carbopol do dia 08/11/2016.

5.2.2 Transmissão de pressão com pressurização rápida

A seguir é feita uma análise dos experimentos de pressurização rápida da unidade experimental. Os resultados de pressurização lenta e rápida da solução de Carbopol são comparados entre si de modo a verificar se existem diferenças na distribuição final de pressões após o regime permanente. O procedimento experimental empregado na execução dos testes é descrito na Seção 3.5.2. Lembrando que durante o teste de pressurização rápida, o rotor da bomba é acelerado lentamente até que a rotação atinja um valor constante, enquanto o fluido circula pela tubulação de retorno com as válvulas V1 e V2 fechadas e V3 aberta. Em seguida V1 é aberta para que o fluido na serpentina seja rapidamente pressurizado. A Figura 5.10 mostra a evolução temporal da pressão medida por P1 a P4 durante a pressurização rápida até aproximadamente 7 bar no dia 08/11/2016, a uma temperatura aproximada de 5°C. Os instantes iniciais da pressurização são apresentados na Figura 5.10 enquanto a Figura 5.11 mostra as leituras de pressão do mesmo teste após a estabilização.

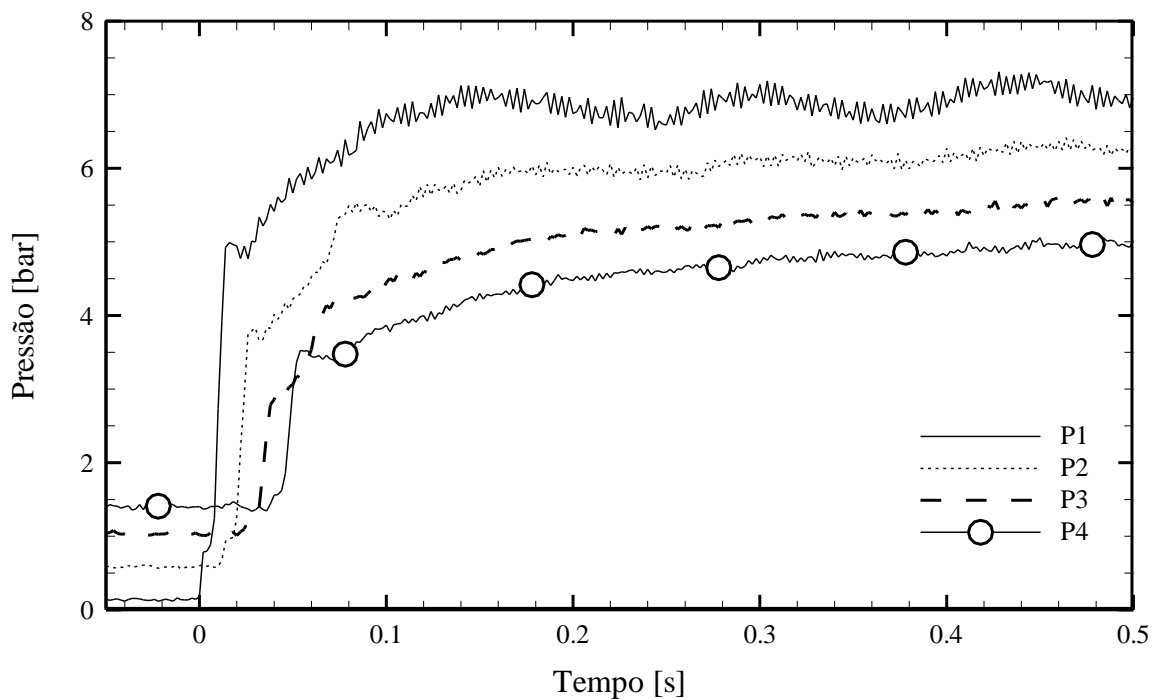


Figura 5.10 - Evolução temporal da pressão medida pelos sensores P1 a P4 durante a pressurização rápida da solução de Carbopol a 5°C durante os instantes iniciais (a) e após 40 s da pressurização (b) – data: 08/11/2016.

Conforme mostrado na Figura 5.10, a pressurização acontece no instante $t = 0$ s, momento em que a válvula V1 é aberta. Observa-se a rápida elevação da pressão medida por P1 a aproximadamente 5 bar no instante em que V1 é aberta em $t = 0$ s. À medida em que a onda de pressão inicial se propaga ao longo da serpentina, picos de pressão são observados em P2 e em seguida, P3. Após atingir P4, a onda de pressão é refletida na válvula V2 fechada e se desloca no sentido oposto, de P4 à P1. Desse modo, a intensidade do pico de pressão em P4 é maior do que em P3, por causa da reflexão da onda de pressão em V2. Após a reflexão, a onda inicial de pressão é completamente dissipada antes de retornar a P1, e o fluido é pressurizado gradualmente até a estabilização devido ao constante funcionamento da bomba. As pressões de P1 e P4 após a estabilização são mostradas na Figura 5.11. A alta dissipação viscosa da onda de pressão inicial é evidenciada pela diminuição na intensidade dos picos de pressão iniciais, à medida em que a onda de pressão se desloca de P1 a P4.

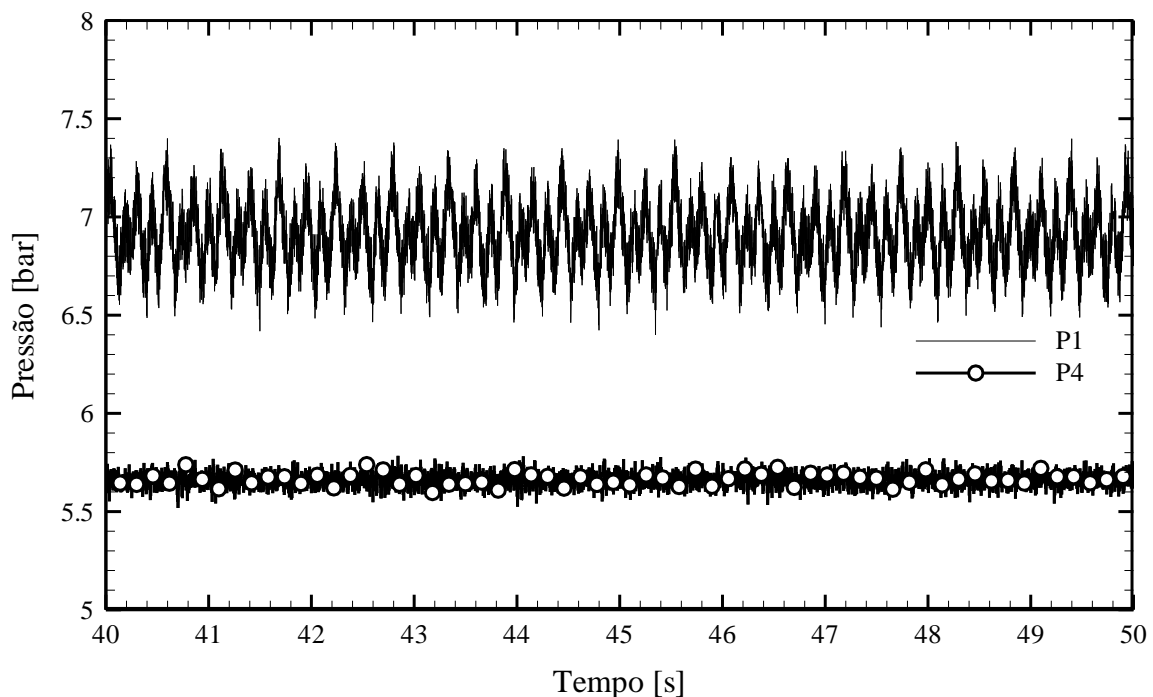


Figura 5.11 – Estabilização da pressão medida por P1 e P4 ao longo do tempo, após a pressurização mostrada na Figura 5.10 – data: 08/11/2016.

Os mesmos resultados da pressurização rápida da solução de Carbopol, mostrados na Figura 5.10 e Figura 5.11, são comparados aos resultados da pressurização lenta do mesmo fluido a aproximadamente 6,9 bar e 5°C na Figura 5.12. O objetivo desta comparação é verificar

se a velocidade da pressurização influencia na distribuição final de pressões. Para os dois testes, foram calculadas as médias das medições de pressão em um intervalo de 10 s após a estabilização. Estes valores foram então plotados em função do comprimento da serpentina. As barras de erro representam os desvios padrão das médias calculadas. Nota-se que as barras de erro são maiores em P1 e P2, o que é consequência das pulsações da bomba em funcionamento.

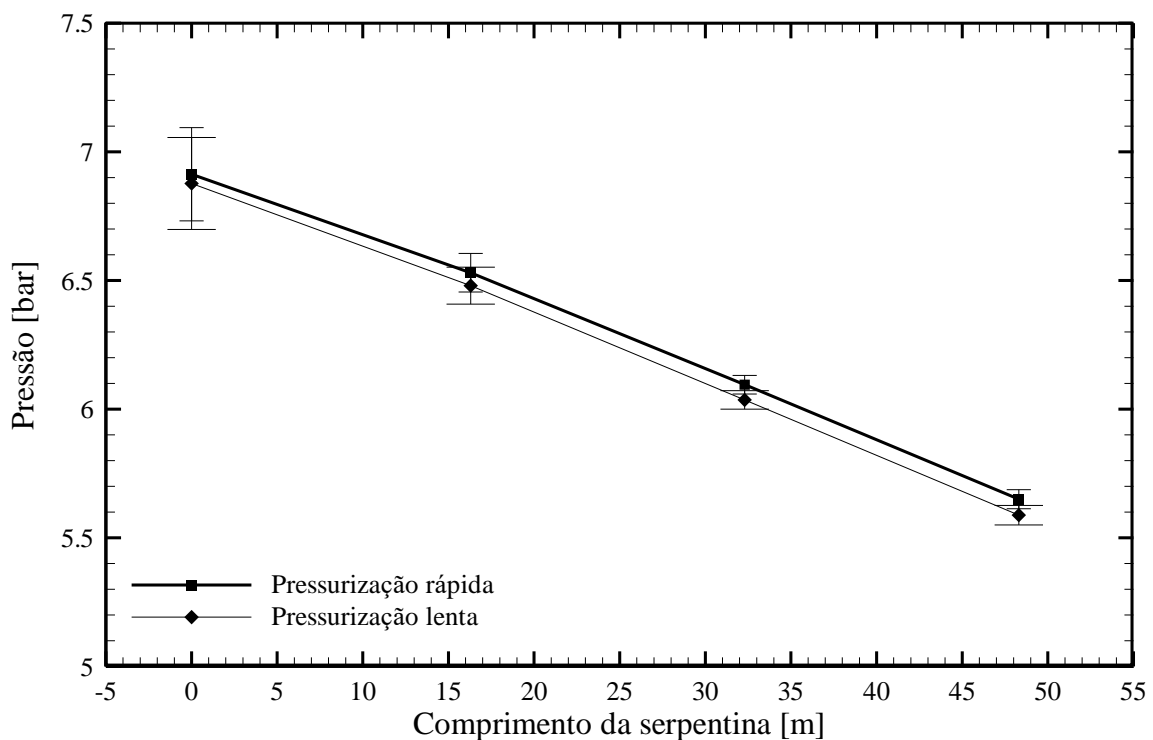


Figura 5.12 – Comparação entre as distribuições de pressão ao longo da serpentina após a pressurização lenta e rápida da solução de Carbopol a aproximadamente 6,9 bar e 5°C – data: 08/11/2016.

Pela Figura 5.12, não se observa grandes diferenças entre as distribuições de pressão dos testes de pressurização lenta e rápida. Note que as inclinações das duas curvas estão muito próximas, o que indica aproximadamente a mesma transmissão de pressão em ambos os testes. A diferença entre as pressões em P1 e P4 após a pressurização lenta é de 1,289 Pa, enquanto que após a pressurização rápida é de 1,263. Como a diferença de pressão em ambas as distribuições são muito próximas, observa-se que a transmissão de pressão provavelmente não é afetada pela velocidade na qual o fluido é pressurizado. As pressões estabilizadas após a pressurização rápida são, no entanto, um pouco maiores do que após a pressurização lenta. Uma das possíveis causas dessa diferença se deve ao fato de o fluido se encontrar 0,6°C mais frio durante a pressurização rápida. Logo, como a viscosidade do fluido mais frio é maior, as

pressões de estabilização também são maiores. Entretanto, a diferença percentual média entre as duas distribuições de pressão está dentro da faixa de 1%, mostrando que as distribuições de pressão são muito próximas.

5.2.3 Efeito da distribuição inicial de pressão na transmissão de pressões

Os testes de pressurização lenta têm por objetivo avaliar o efeito da distribuição inicial de pressão ao longo da serpentina na distribuição de pressão após a pressurização. Os testes foram realizados dos dias 04/11/2016 ao dia 08/11/2016. Duas condições iniciais de pressão foram utilizadas durante os testes de pressurização. Estas duas condições são mostradas na Figura 5.13. Os valores de pressão na figura correspondem às médias de P1 a P4 calculadas para 10 s de uma medição, em função do comprimento da serpentina. A distribuição inicial 1 é referenciada como DI1, e a distribuição inicial 2 como DI2 a partir de agora.

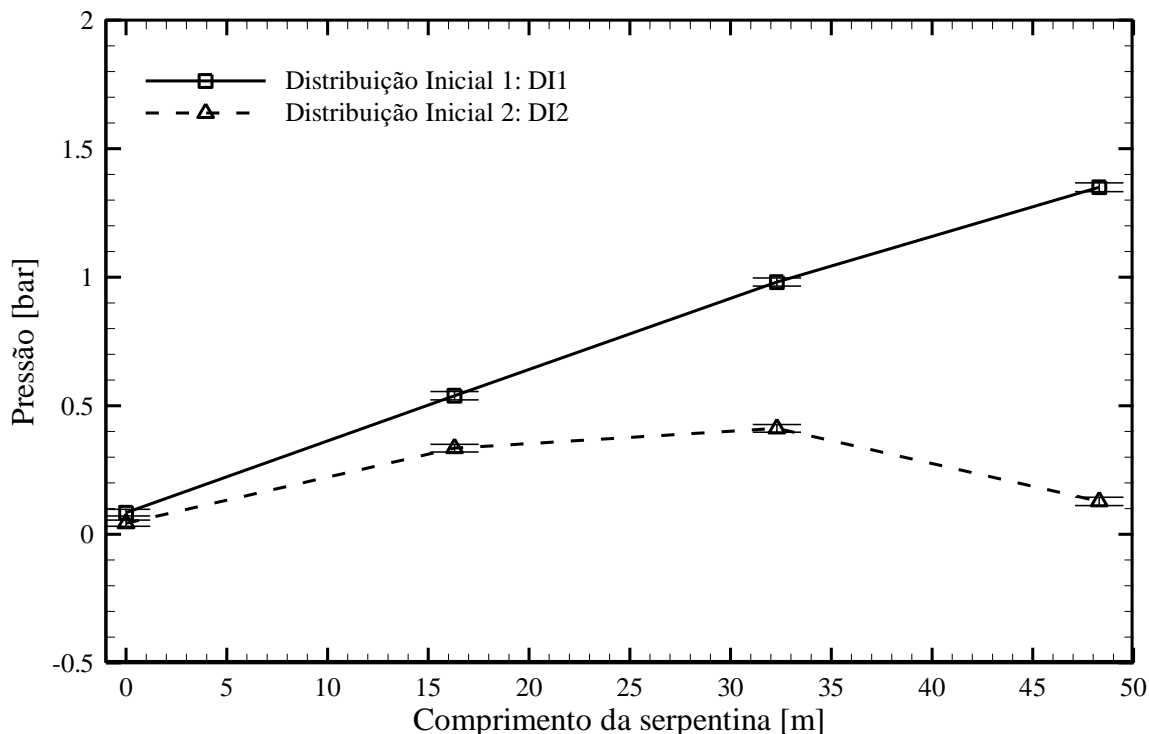


Figura 5.13 – Distribuições iniciais de pressão na serpentina com a solução de Carbopol a 5°C: DI1 e DI2 – data: 08/11/2016.

A condição DI1 é obtida após a despressurização da serpentina. Após a estabilização das pressões durante um teste de pressurização a valores de 6 bar no sensor P1, a bomba é desligada para despressurizar o fluido de trabalho. Note que, após a despressurização, a pressão em P1 se estabiliza próxima à pressão atmosférica, enquanto que as demais se estabilizam em valores crescentes de P1 a P4. Como foi mostrado na Seção 5.2.1, isto não ocorre com a água ou glicerina, uma vez que a pressão em todos os sensores é reduzida a zero após a despressurização. A DI2, por sua vez, é obtida a partir da condição DI1, abrindo-se a válvula V2. Deste modo, há alívio de pressão pelas duas extremidades da serpentina, de tal forma que as pressões de P1 e P4 se aproximam da pressão atmosférica, tornando-se menores que as pressões medidas por P2 e P3.

Definidas as condições iniciais, foram executados quatro tipos de teste de transmissão de pressão, dois a partir de cada condição inicial. A solução de Carbopol foi pressurizada conforme o procedimento da Seção 3.5.1. A serpentina é pressurizada até que a pressão em P1 atinja 3 bar em um teste, e até 7 bar em outro. Todos os quatro ensaios foram realizados a 5°C. A Figura 5.14a mostra a evolução temporal da distribuição de pressão ao longo da serpentina até 3 bar a partir da condição DI1, e Figura 5.14b mostra a pressurização a partir de DI2. A Figura 5.15a mostra os resultados da pressurização a aproximadamente 7 bar a partir da condição DI1, e a Figura 5.15b mostra a mesma pressurização a partir de DI2. Os valores mostrados são valores instantâneos de P1 a P4 para cada instante de tempo, exceto no instante de regime permanente (RP), que corresponde aos valores médios calculados durante 10 s após a estabilização das pressões. Em todas as figuras, o instante de $t = 0$ s indica o tempo em que a bomba é ligada. O fluido é pressurizado à medida em que o tempo passa, até atingir o regime permanente onde as pressões se estabilizam.

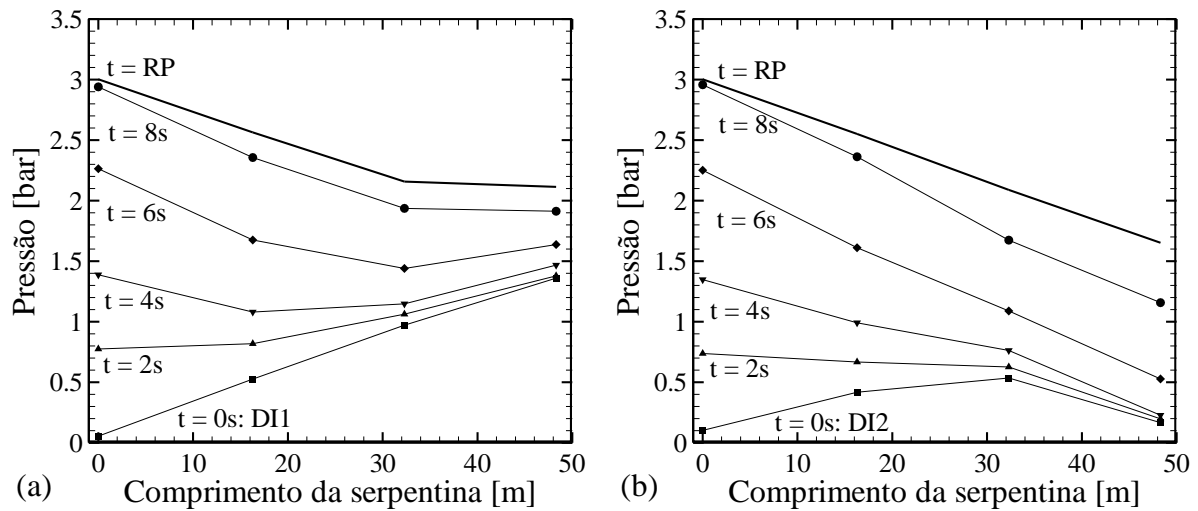


Figura 5.14 – Evolução temporal da distribuição de pressões medidas ao longo do comprimento da serpentina durante a etapa de pressurização da solução de Carbopol a 3 bar, 5°C, nas condições iniciais DI1 (a) e DI2 (b) – data: 08/11/2016.

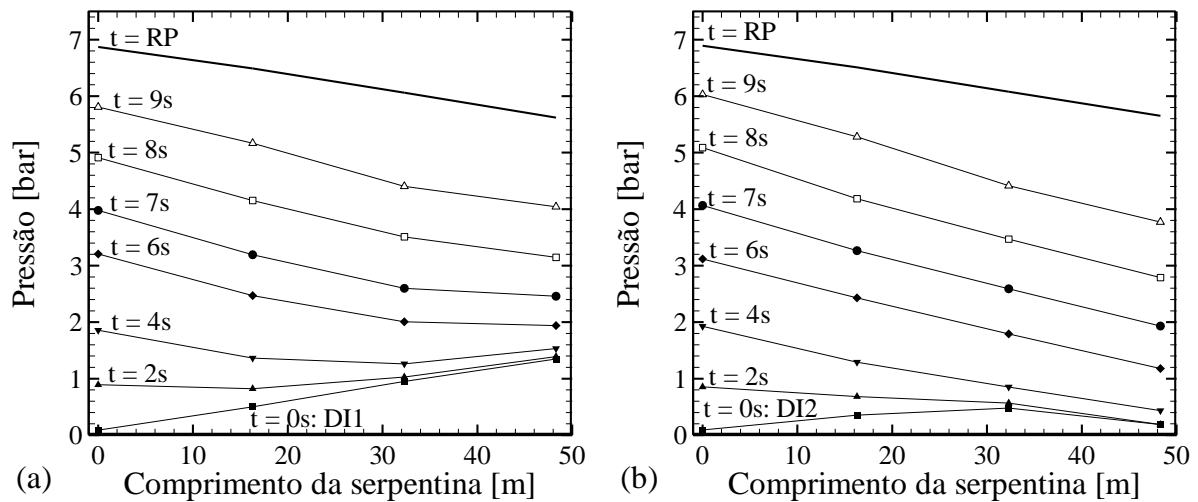


Figura 5.15 - Evolução temporal da distribuição de pressões medidas ao longo do comprimento da serpentina durante a etapa de pressurização da solução de Carbopol a 7 bar, 5°C, nas condições iniciais DI1 (a) e DI2 (b) – data: 08/11/2016.

Inicialmente é analisado o teste iniciado com a condição DI1 mostrado na Figura 5.14a. Observa-se que a distribuição inicial das pressões no instante correspondente a $t = 0$ s é aproximadamente linear, onde a pressão em P4 possui o valor mais alto, de 1,4 bar. Após o acionamento da bomba, P1 se estabiliza em aproximadamente 3 bar no instante RP, com um decaimento linear entre P1 e P3. Note, entretanto, que as pressões em P3 e P4 são aproximadamente iguais em 2,1 bar, mostrando que ocorre transmissão de pressão nesse trecho de 16 m da serpentina.

Nos resultados da pressurização a 3 bar a partir da condição DI2 mostrados na Figura 5.14b, nota-se no instante $t = 0$ s correspondente a DI2 que as pressões nas extremidades da serpentina, P1 e P4, são menores que as pressões P2 e P3. Após a pressurização e estabilização, em $t = RP$, a distribuição de pressões é praticamente linear, sendo que entre P1 a P3 os valores próximos à distribuição atingida em regime permanente a partir da condição DI1. A pressão de P4 (1,7 bar), no entanto, é menor do que observado no teste anterior, cujo valor foi de 2,1 bar.

Esta diferença nos perfis finais de pressão mostrados na Figura 5.14 pode ser explicada pela diferença nas distribuições iniciais de pressão. Note que o valor de P4 na condição DI1 ($t = 0$ s) é 1,3 bar mais alto do que o valor da pressão na mesma posição P4 na condição DI2 (0,1 bar). A condição DI1 facilita a pressurização em P4 até 2,1 bar, pois a diferença de pressão a ser superada pela bomba é menor. No entanto, como o valor da pressão em P4 na condição DI2 é mais baixo, a bomba não é capaz de elevar a pressão em P4 até 2,1 bar, atingindo apenas 1,7 bar. Isto mostra que as distribuições iniciais de pressão podem influenciar na distribuição final após a pressurização.

Por outro lado, a Figura 5.15 mostra que as pressões finais da serpentina para a pressurização a aproximadamente 7 bar são as mesmas para ambos os testes independente da distribuição inicial de pressões. No início de dois testes de pressurização até 6,8 bar, mostrados na Figura 5.15a e Figura 5.15b, as distribuições iniciais em $t = 0$ s são diferentes. Após iniciada a pressurização, nota-se que os perfis de pressões mostrados por ambas as figuras se aproximam de um decaimento linear de P1 a P4 a medida em que as pressões aumentam. Na pressurização a partir da condição DI2, a distribuição de pressões torna-se aproximadamente linear em $t = 4$ s, e na condição DI1, próximo de $t = 8$ s. Ou seja, em aproximadamente $t = 8$ s, as distribuições de pressões se aproximam entre si, e continuam sendo equivalentes até se estabilizarem. Portanto, é verificado que a distribuição inicial de pressão na serpentina não influencia o resultado final da pressurização da serpentina quando o nível de pressurização é suficientemente alto.

5.2.4 Cálculo da tensão de cisalhamento na parede da serpentina

De acordo com o que foi apresentado na revisão bibliográfica, as distribuições de pressão observadas nos experimentos de pressurização da solução de Carbopol devem estar relacionadas com a tensão limite de escoamento, pois a tensão de cisalhamento imposta pela

bomba não é capaz de superá-la. Como a distribuição de pressão estabilizada não é uniforme, o fluido é submetido a uma distribuição de tensões, cujo valor máximo está na parede da serpentina. Assim, a tensão limite de escoamento é o máximo valor teórico para a tensão na parede durante as medições de pressão. Utilizando as distribuições de pressão medidas durante experimentos de transmissão de pressão, a tensão na parede da serpentina é calculada para verificar se este valor é da mesma ordem de grandeza da tensão limite de escoamento.

As três condições nas quais foram feitos os cálculos da tensão na parede são as seguintes (mostradas também na Tabela 3.5): fluido despressurizado na condição DI1 (baixa pressão), fluido pressurizado lentamente da condição DI1 a aproximadamente 6,8 bar (média pressão) e pressurizado a aproximadamente 9 bar (alta pressão). Estes experimentos de pressurização lenta da solução de Carbopol foram realizados no dia 17/11/2016 com o fluido a 5°C e no dia 18/11/2016, a 25°C. A tensão na parede da serpentina é calculada pela Equação (2.7) para as dimensões da serpentina na forma de: $\tau_w = D_{méd} \Delta P / 4L_s$. As propriedades do fluido de trabalho obtidas pelos testes reométricos são mostradas na Tabela 5.1, com base em um ajuste para a equação de Herschel-Bulkley.

Inicialmente é analisada a distribuição de pressões com a serpentina despressurizada, na condição DI1. A Figura 5.16 mostra as distribuições de pressão ao longo da serpentina durante uma medição na condição DI1, a 5°C e 25°C. As pressões de P1 a P4 mostradas na figura são médias calculadas durante 10 s de medição após a estabilização das leituras. As barras de erro representam os desvios padrões das médias calculadas durante este intervalo de tempo.

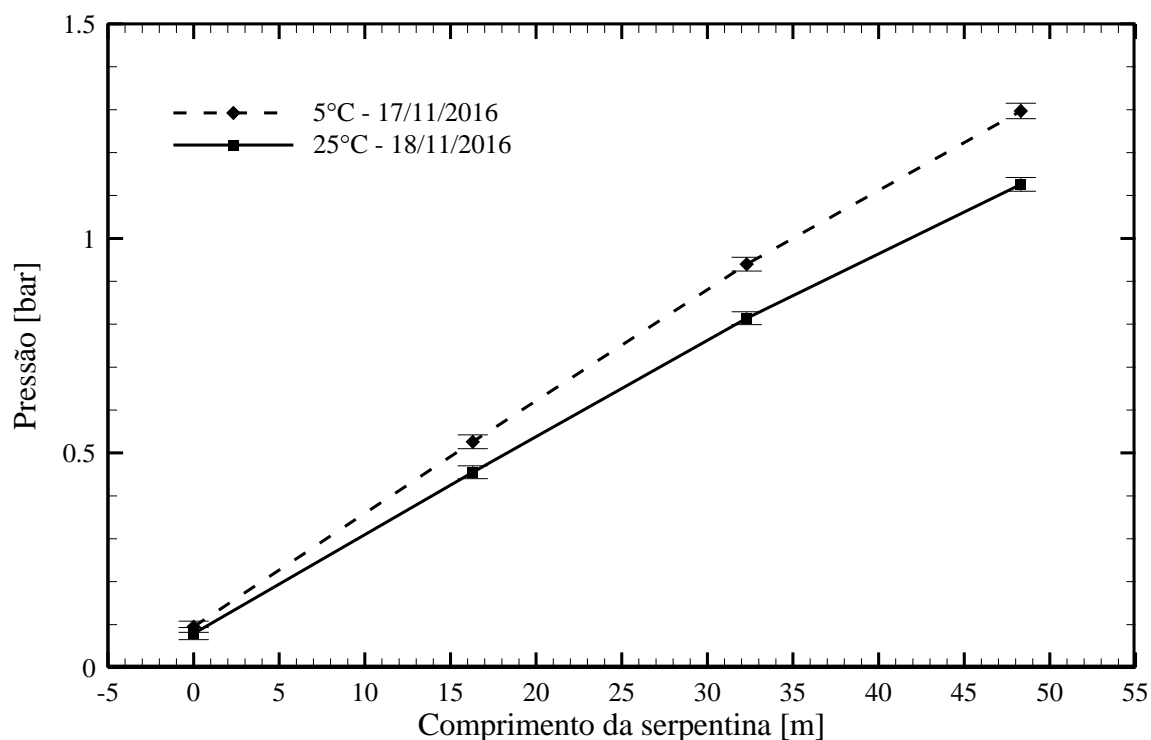


Figura 5.16 - Distribuição média de pressão no fluido ao longo do comprimento da serpentina. Fluido despressurizado na condição DI1 a temperaturas de 5°C e 25°C – data: 17/11/2016 (5°C) e 18/11/2016 (25°C).

Para que a Equação (2.7) seja utilizada, o gradiente de pressão deve ser constante ao longo de todo o comprimento L . Como pode ser observado da Figura 5.16, a distribuição de pressão é linear apenas entre P1 e P3. Desta forma, o cálculo de τ_w pela Equação (2.7) foi realizado utilizando a diferença de pressão $P1 - P3$. Os resultados para ambas as temperaturas são mostrados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Comparação da tensão de cisalhamento média na parede da serpentina (calculada a partir dos resultados da Figura 5.16 na condição DI1) com a tensão limite de escoamento ajustada para os dados do reômetro.

Temperatura	P1 [bar]	P3 [bar]	ΔP [bar]	τ_w [Pa]	τ_0 [Pa]	Desvio % τ
5°C	0,095	0,940	0,845	13,375	16,07	17%
25°C	0,079	0,814	0,735	11,633	13,87	16%

A Tabela 5.2 compara também a tensão na parede calculada para o fluido a 5°C e 25°C ($\tau_{w,5^\circ C}$ e $\tau_{w,25^\circ C}$, respectivamente) com a tensão limite de escoamento do fluido obtida de medições reométricas nas mesmas temperaturas ($\tau_{0,5^\circ C}$ e $\tau_{0,25^\circ C}$). Como pode se ver, os valores de $\tau_{w,5^\circ C}$ e $\tau_{w,25^\circ C}$ são 17% e 16% menores do que os valores de $\tau_{0,5^\circ C}$ e $\tau_{0,25^\circ C}$, respectivamente.

Apesar da diferença, observa-se que ambas tensões τ_w e τ_0 são da mesma ordem de grandeza e diminuem com o aumento da temperatura em torno de 14%.

A seguir, é mostrado o efeito da pressurização do fluido na tensão calculada na parede, e conseqüentemente na transmissão de pressão do fluido, em dois experimentos de pressurização da serpentina. A Figura 5.17 mostra a distribuição da pressão medida ao longo da serpentina, após a pressurização do fluido a 6,8 bar, nas temperaturas de 5°C e 25°C. Nota-se que, como a bomba é mantida ligada durante a pressurização e a válvula de entrada da serpentina (V1) não é fechada, o desvio padrão das médias é maior no sensor P1 devido as oscilações nas pressões causadas bombeamento. Entretanto, na Figura 5.16 o fluido estava despressurizado e a bomba desligada, o que explica as menores barras de erro nos valores medidos por P1. Apesar de o perfil de pressões entre P1 e P4 ser próximo de linear, existe uma menor inclinação da curva entre P1 e P2, que é causada pela maior proximidade da bomba. Por sua vez, distribuição de pressões entre P2 e P4 se mostra mais adequada para o cálculo da tensão na parede. Desse modo, o valor de ΔP usado na Equação (2.7) foi a diferença P2 – P4.

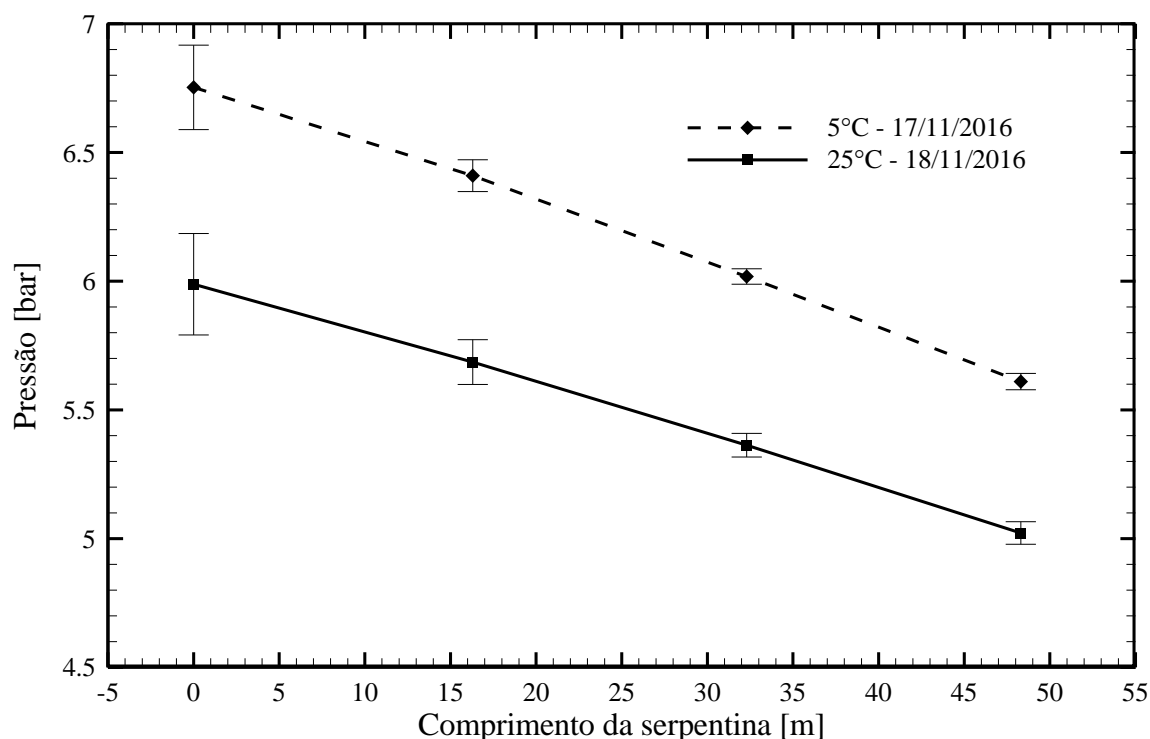


Figura 5.17 - Distribuição de pressão no fluido ao longo do comprimento da serpentina. Fluido pressurizado a 6 e 6,8 bar e temperaturas de 5°C e 25°C, respectivamente – data: 17/11/2016 (5°C) e 18/11/2016 (25°C).

Os resultados da tensão de cisalhamento na parede da serpentina τ_w para ambas as temperaturas, e o desvio percentual em relação aos valores de τ_0 ajustados aos dados do reômetro são mostradas na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Comparação da tensão de cisalhamento média na parede da serpentina (calculada a partir dos resultados da Figura 5.17 após a pressurização a 6 e 6,8 bar) com a tensão limite de escoamento ajustada para os dados do reômetro.

Temperatura	P2 [bar]	P4 [bar]	ΔP [bar]	τ_w [Pa]	τ_0 [Pa]	Desvio % τ
5°C	6,401	5,610	0,791	12,521	16,07	22%
25°C	5,686	5,022	0,664	10,501	13,87	24%

No caso da pressurização a 6,8 bar (ou 6 bar para 25°C), os valores de $\tau_{w,5^\circ C}$ e $\tau_{w,25^\circ C}$ são 22% e 24% menores do que os valores de $\tau_{0,5^\circ C}$ e $\tau_{0,25^\circ C}$, respectivamente. Isto mostra que mais pressão está sendo transmitida ao longo da serpentina com o aumento da pressão de bombeamento, visto que a menor tensão na parede calculada é indicativo de uma menor diferença de pressão entre a entrada e saída da serpentina. A diferença entre $\tau_{w,25^\circ C}$ e $\tau_{w,5^\circ C}$ calculados com as pressões medidas pela unidade experimental com a serpentina pressurizada entre 6 e 7 bar resultou em 16%, o que ainda é bastante próximo da diferença de 14% entre $\tau_{0,25^\circ C}$ e $\tau_{0,5^\circ C}$.

O fluido confinado na serpentina foi agora pressurizado a pressões médias no sensor P1 entre 8,5 e 9 bar. A distribuição média das pressões ao longo da serpentina após a pressurização é mostrada na Figura 5.18, a 5°C e 25°C. Nota-se que as oscilações nas pressões causadas pelo movimento do rotor da bomba são ainda maiores que no caso anterior, devido a maior pressão imposta pela bomba na entrada da serpentina.

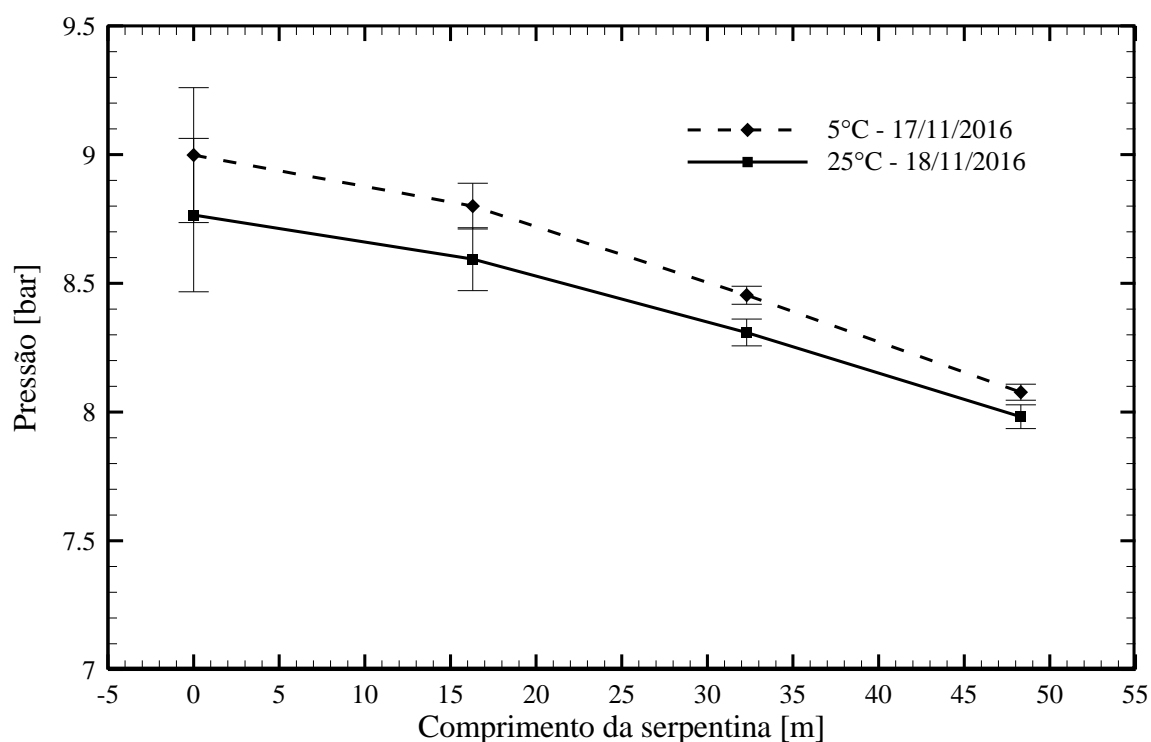


Figura 5.18 – Distribuição de pressão no fluido ao longo do comprimento da serpentina. Fluido pressurizado a 8,5 e 9 bar e temperaturas de 5°C e 25°C, respectivamente – data: 17/11/2016 (5°C) e 18/11/2016 (25°C).

Os resultados do cálculo para a tensão de cisalhamento τ_w na parede da serpentina em ambas as temperaturas após a estabilização das pressões impostas, e o desvio percentual quando comparados aos valores de τ_0 ajustados aos dados do reômetro são mostradas na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 – Comparação da tensão de cisalhamento média na parede da serpentina (calculada a partir dos resultados da Figura 5.18 após pressurização a 8,5 e 9 bar) com a tensão limite de escoamento ajustada para os dados do reômetro.

Temperatura	P2 [bar]	P4 [bar]	ΔP [bar]	τ_w [Pa]	τ_0 [Pa]	Desvio % τ
5°C	8,800	8,077	0,723	11,443	16,07	29%
25°C	8,594	7,982	0,612	9,687	13,87	30%

No caso da pressurização a 9 (ou 8,5 bar para 25°C), o desvio percentual entre a tensão na parede e a tensão limite de escoamento resultou em 29% para 5°C e 30% para 25°C, respectivamente. É interessante observar que, com base nas três medições apresentadas nesta seção, a transmissão da pressão da pressão ao longo da serpentina aparenta ser dependente da pressão imposta pela bomba durante o teste de transmissão de pressão. Observa-se que quanto maior a pressão imposta na entrada, menor o valor da diferença de pressões entre a entrada e saída da serpentina, e conseqüentemente maior é a transmissão da pressão. Isto também é

verificado ao observar a diminuição da inclinação da reta entre as posições P1 e P2 quando se compara a Figura 5.17 e Figura 5.18; para maiores pressões de bombeamento, menor é esta inclinação e maior é a transmissão das pressões.

A diferença entre $\tau_{w;25^{\circ}C}$ e $\tau_{w;5^{\circ}C}$ calculados com as pressões medidas pela unidade experimental resultou em 15%, o que está bem próximo à diferença de 14% entre $\tau_{0;25^{\circ}C}$ e $\tau_{0;5^{\circ}C}$ medidos pelo reômetro. Vale notar que nos três resultados de distribuição de pressão apresentados, a diferença entre $\tau_{w;25^{\circ}C}$ e $\tau_{w;5^{\circ}C}$ teve desvios percentuais entre 13% e 16%, o que são bastante próximos do desvio percentual observado entre $\tau_{0;25^{\circ}C}$ e $\tau_{0;5^{\circ}C}$, de 14%. Logo, τ_0 e τ_w variaram em proporções similares em função da temperatura.

O cálculo da tensão na parede durante a condição DII (fluido despressurizado) obteve resultados da mesma ordem de grandeza da tensão limite de escoamento, com desvios percentuais na faixa de 17%. Isto mostra que presença das tensões residuais na solução de Carbopol despressurizada pode estar relacionada à presença da tensão limite de escoamento, já que fluidos newtonianos despressurizados apresentam distribuição de pressão nula. Entretanto, como τ_w varia com a pressão imposta na entrada, não é possível se estimar a tensão limite de escoamento durante os testes de pressurização da serpentina. Também foi observado que a diferença de pressão após a pressurização do fluido a 25°C é menor do que quando o fluido está a 5°C. Desse modo, como $\tau_{0;25^{\circ}C} < \tau_{0;5^{\circ}C}$, quanto menor a tensão limite de escoamento, mais pressão é transmitida ao longo da serpentina. Estas observações reforçam a hipótese argumentada por Oliveira *et al.* (2012), que a não transmissão de pressão em fluidos viscoplásticos está associada à tensão limite de escoamento.

5.3 Comparação entre experimentos com solução de Carbopol e simulações numéricas

O objetivo desta seção é comparar os resultados de experimentos com a solução de Carbopol com os de simulações numéricas do modelo matemático unidimensional apresentado por Oliveira e Negrão (2015). O modelo de Santos (2015) não foi utilizado nesta etapa devido à necessidade de uma malha muito refinada para a convergência, o que resulta em um tempo computacional de alguns dias. Na primeira parte desta seção as principais equações utilizadas

no modelo matemático são apresentadas. Na segunda parte é apresentada uma discussão sobre a comparação entre os resultados experimentais e numéricos.

5.3.1 Descrição do modelo matemático de Oliveira e Negrão (2015)

O modelo matemático foi desenvolvido por Oliveira e Negrão (2015), com o objetivo de simular escoamentos transitórios e compressíveis em situações similares às que acontecem durante a perfuração de poços de petróleo. A seguir, as equações governantes e o método de solução do problema serão apresentados de maneira simplificada. Maiores detalhes são apresentados em Oliveira e Negrão (2015).

A geometria do problema consiste de um tubo reto e horizontal de diâmetro interno D , que pode ser substituído por $D_{méd}$ para a serpentina, e comprimento L_s . As equações são mostradas no sistema de coordenadas cilíndricas r , z e θ que são, respectivamente, as coordenadas radial, axial e angular. Assume-se como hipóteses escoamento isotérmico, unidimensional, laminar e que a tubulação é perfeitamente rígida. Como o modelo foi desenvolvido para a simulação de escoamento de fluidos viscoplásticos, o fluido é modelado pela Equação de Herschel-Bulkley. As equações governantes do escoamento são as equações da conservação da massa e quantidade de movimento:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \frac{\partial V}{\partial z} + V \frac{\partial \rho}{\partial z} = 0 \quad (5.3)$$

$$\rho \frac{\partial V}{\partial t} + \rho V \frac{\partial V}{\partial z} = - \frac{\partial P}{\partial z} - \frac{4}{D_{méd}} \tau_w \quad (5.4)$$

onde τ_w é a tensão na parede, e V é a velocidade média do fluido e P é a pressão. A compressibilidade isotérmica do fluido é relacionada com a velocidade de propagação da onda de pressão c da mesma maneira como foi mostrada nas Equações (4.5) a (4.8) na Seção 4.1.3. De maneira similar a escoamentos plenamente desenvolvidos, é admitido que a tensão de cisalhamento varia linearmente com o raio:

$$\tau = \tau_w \frac{2r}{D_{méd}} \quad (5.5)$$

onde r é a posição radial. Esta equação é substituída na Equação (2.6) (equação de Herschel-Bulkley) para o cálculo da tensão. Por fim, as equações governantes são simplificadas para um par equações diferenciais ordinárias e resolvidas pelo MOC.

5.3.2 Resultados das simulações e comparação com os experimentos

As simulações numéricas foram comparadas com os experimentos feitos no dia 17/11/2016, nos quais foi utilizado um fluido de propriedades reológicas conhecidas. A Tabela 5.5 apresenta as propriedades do fluido que foram utilizadas na simulação.

Tabela 5.5 - Propriedades da solução de Carbopol utilizada na simulação.

Temperatura [°C]	τ_w [Pa]	K [Pa.s ⁿ]	n [-]	ρ [kg/m ³]	c [m/s]
5	16.07	7.637	0.439	1019	1439

A massa específica do fluido foi medida pelo medidor de vazões coriolis instalado na unidade experimental, a velocidade da onda de pressão foi calculada da mesma maneira que nas simulações anteriores, e as propriedades reológicas do fluido com base no ajuste para a Equação de Herschel-Bulkley na Seção 5.1. Além disso, os dados geométricos da serpentina mostrados na Tabela 3.1 também foram utilizados para alimentar o programa. Assim como nas simulações anteriores, a curva de pressão medida em P1 em função do tempo e mostrada na Figura 5.19, foi utilizada como condição de contorno na entrada da serpentina, enquanto que a condição de contorno na saída é simplesmente a válvula V2 fechada. Assume-se também simetria em relação ao centro do tubo e condição de não deslizamento na parede. O instante correspondente a 0 s nas figuras é o instante em que a bomba é acionada, dando início a pressurização do fluido. Como a curva da pressão em P1 é uma das condições de contorno, apenas as curvas correspondentes a P2, P3 e P4 são comparadas com os valores calculados.

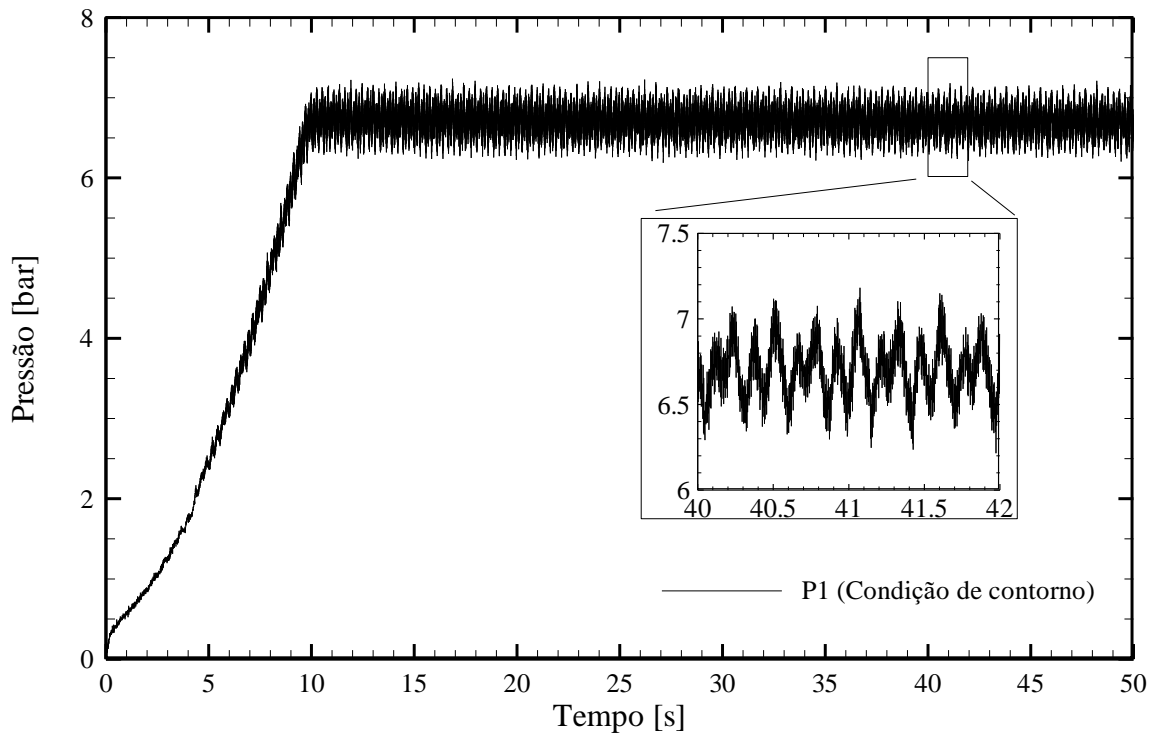


Figura 5.19 - Condição de contorno de entrada para a simulação de transmissão de pressão da solução de Carbopol durante a pressurização lenta para um patamar de 6,8 bar: medição experimental de P1.

Inicialmente é analisada a Figura 5.20, que apresenta os resultados da comparação entre a evolução temporal da pressão medida e calculada em P2 durante pressurização da solução de Carbopol a 5°C até aproximadamente 6,8 bar. O procedimento experimental utilizado é a pressurização lenta do fluido confinado na serpentina, que é descrito na Seção 3.5.1. As curvas de pressões medidas e calculadas para P3 e P4 em função do tempo são mostradas na Figura 5.21 e Figura 5.22, respectivamente. Nas três figuras, as numerações (1), (2) e (3) correspondem a ampliações das curvas de pressão.

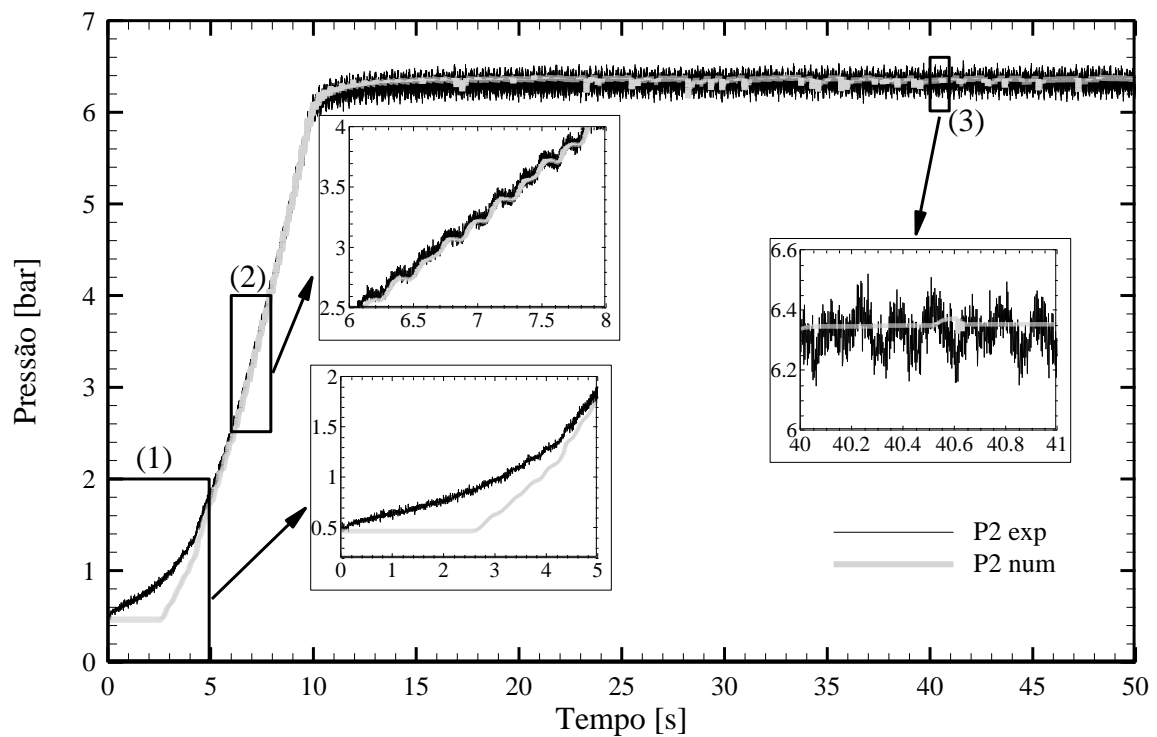


Figura 5.20 – Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P2 durante testes de pressurização da solução de Carbopol a 5°C, até atingir patamar próximo de 6,8 bar.

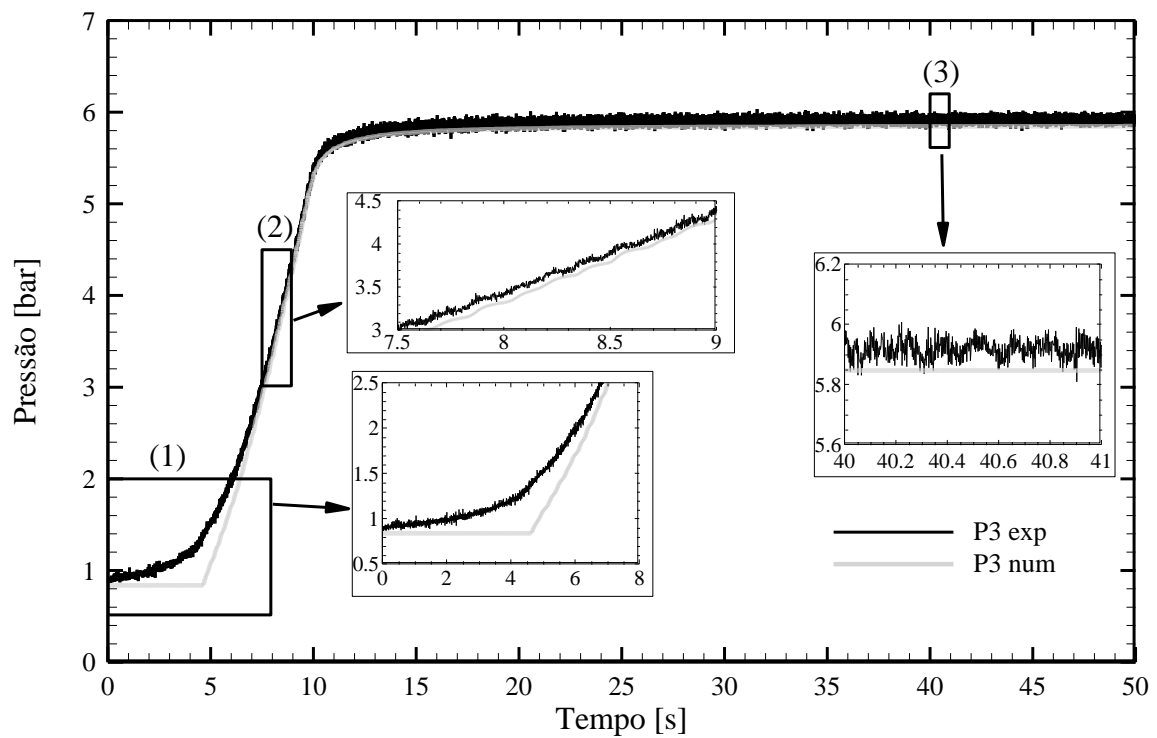


Figura 5.21 - Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P3 durante testes de pressurização da solução de Carbopol a 5°C, até atingir patamar próximo de 6,8 bar.

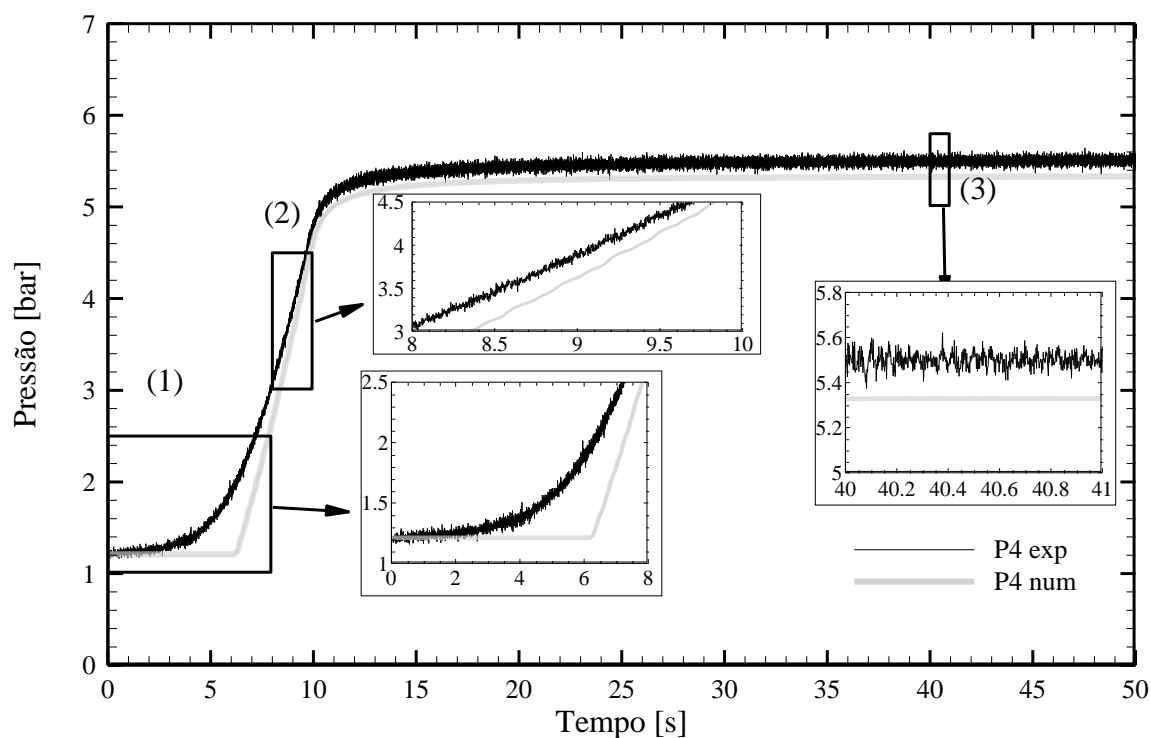


Figura 5.22 - Comparação entre a evolução temporal da pressão simulada numericamente e medida por P4 durante testes de pressurização da solução de Carbopol a 5°C, até atingir patamar próximo de 6,8 bar.

A Figura 5.20 apresenta uma comparação entre os resultados medidos e calculados de P2 em função do tempo. Nota-se em (1) que o início da pressurização do fluido no experimento acontece 2,6 s antes da pressurização na simulação numérica. Isto provavelmente acontece, pois, o modelo matemático não considera deformações elásticas do fluido que podem ocorrer durante a pressurização. A presença de bolhas no fluido durante o experimento, e a diferença entre a tensão limite de escoamento do fluido e a implementada no programa também podem contribuir para esta diferença. No intervalo de tempo (2), nota-se que a simulação numérica representa de maneira adequada as oscilações das pulsações da bomba durante a pressurização do fluido. Entretanto, após a pressurização em (3), as oscilações em P2 são consideravelmente maiores durante o experimento. Ainda assim, nota-se que as pressões médias de estabilização medida e calculada estão muito próximas.

O atraso entre as pressões experimentais e calculadas na etapa transitória aumenta ainda mais nos resultados em P3, mostrados na Figura 5.21. É verificado também que as curvas de pressão experimental e calculadas estão um pouco mais afastadas nos instantes (2) e (3). Nos resultados para P4, mostrados na Figura 5.22, nota-se um desvio entre as pressões medidas e calculadas ainda maior. Durante o intervalo de tempo (1), nota-se que o atraso do início da pressurização da simulação é 3,5 s maior do que em P2. Na pressurização do fluido em (2), as

curvas de pressão medidas e calculadas também estão bastante afastadas, o que é consequência da diferença entre a tensão limite de escoamento do fluido durante o teste e implementada no programa. Esta diferença também é claramente mostrada no instante (3), onde a pressão de estabilização medida é maior que a calculada. Estes resultados podem ser considerados como outra evidência de que a transmissão de pressão é inversamente proporcional ao valor da tensão limite de escoamento. Como a tensão limite de escoamento do fluido provavelmente é menor do que a implementada no simulador, os resultados experimentais mostram uma maior transmissão de pressão no experimento do que na simulação numérica após a estabilização.

Na Figura 5.23 é apresentada a distribuição média de pressões medidas e calculadas ao longo do comprimento da serpentina para os mesmos testes da Figura 5.20, Figura 5.21 e Figura 5.22. As barras de erro mostradas na Figura 5.23 são os desvios padrões das médias das leituras e simulações dos sensores P1 a P4 durante 10 s após a estabilização.

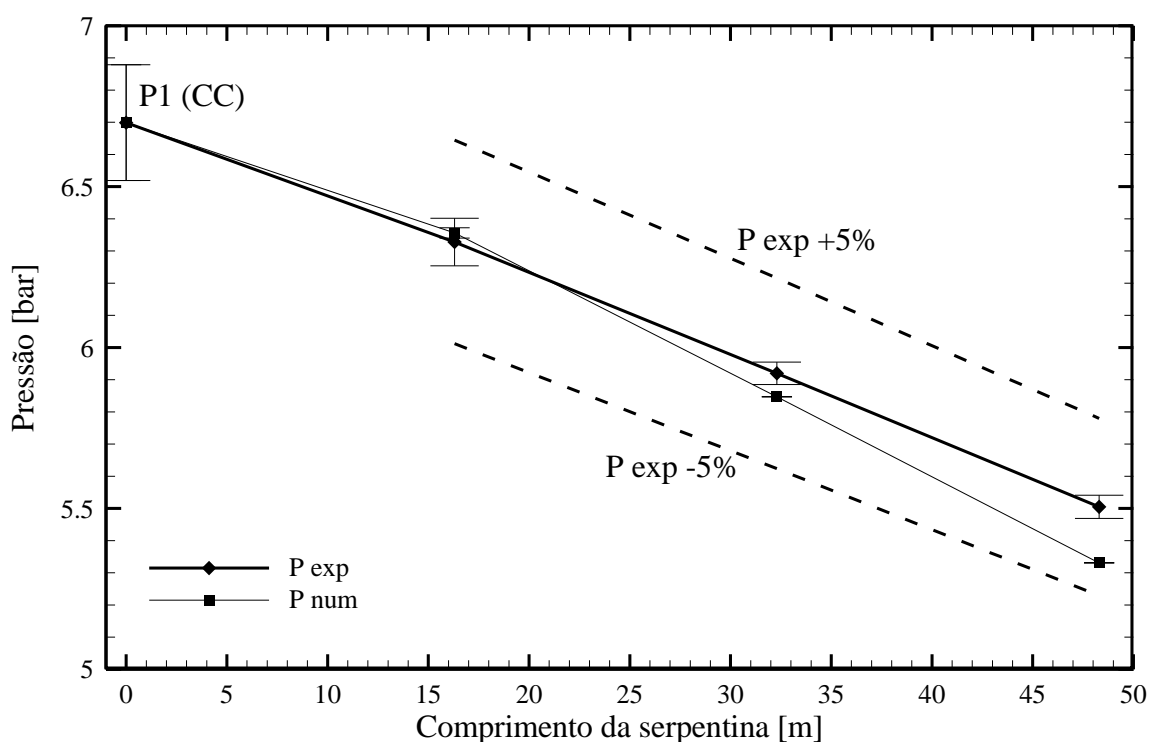


Figura 5.23 - Comparação entre a média distribuição de pressão medida e simulada de P2 a P4 durante a pressurização da solução de Carbopol a 5°C, até atingir patamar próximo de 6,8 bar.

Na Figura 5.23 nota-se uma boa concordância qualitativa entre as distribuições de pressão experimental e numérica de P2 a P4 após a estabilização. Entretanto, ainda existe uma pequena diferença entre os valores estabilizados de pressão medidos e calculados, o que provavelmente

é consequência da diferença de 17% entre a tensão limite de escoamento alimentada ao simulador e estimada durante o experimento, como mostrado na Seção 5.2.4. As oscilações presentes na curva de pressão simulada na Figura 5.20 provavelmente são causadas pelas oscilações detectadas nas condições de contorno. Contudo, os resultados da distribuição de pressão calculada ao longo do comprimento da serpentina estão dentro de uma faixa de diferença de $\pm 5\%$ dos resultados experimentais, indicando que o modelo matemático representa adequadamente a transmissão de pressão na solução de Carbopol.

5.4 Síntese do Capítulo 5

Nesta seção é apresentada uma consolidação dos principais resultados obtidos dos testes com a solução de Carbopol de maneira resumida:

- i. Conforme o trabalho de Oliveira *et al* (2012), foi mostrado experimentalmente que a pressão imposta na entrada de uma tubulação preenchida por um fluido viscoplástico não é totalmente transmitida até a outra extremidade.
- ii. Na Seção 5.2.2 foi apresentado que o histórico de cisalhamento em um fluido viscoplástico pode influenciar na distribuição final de pressão ao longo serpentina apenas se a pressurização não for muito elevada.
- iii. A tensão limite de escoamento do fluido foi comparada com a tensão de cisalhamento na parede de serpentina com desvio percentual de aproximadamente 17%, com o fluido despressurizado. Neste caso, e também com o fluido pressurizado em aproximadamente 6 e 7 bar, a tensão limite de escoamento e tensão de cisalhamento na parede estavam na mesma ordem de grandeza.
- iv. Quanto maior a tensão limite de escoamento, menos pressão é transmitida ao longo da serpentina, e vice-versa.
- v. A distribuição de pressão média ao longo da serpentina após a pressurização do fluido a 7 bar obtida por uma simulação numérica mostrou uma concordância dentro de uma faixa de erro de $\pm 5\%$ dos resultados medidos experimentalmente.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste trabalho foi avaliada a transmissão de pressão em fluidos newtonianos e viscoplásticos pressurizados em uma serpentina fechada utilizando uma unidade experimental. Este equipamento é composto por uma tubulação helicoidal confinada em uma câmara térmica de temperatura controlada. O fluido armazenado em um reservatório é deslocado por uma bomba, passando pela serpentina de testes e por fim, de volta ao reservatório. Na serpentina foram instalados quatro transdutores que medem as pressões do fluido. A bomba também é conectada por uma tubulação de retorno de fluido, que acaba diretamente no reservatório. Procedimentos experimentais foram elaborados para que fosse feito o controle da pressão e temperatura durante testes de pressurização lenta e rápida do fluido confinado na serpentina fechada.

De acordo com o escopo da pesquisa bibliográfica feita para o trabalho, não existem estudos publicados na literatura sobre a avaliação da transmissão de pressão utilizando uma unidade experimental em laboratório. O único estudo experimental sobre o assunto foi realizado com uma sonda de perfuração da Petrobras, conforme descrito por Oliveira *et al.* (2013). Foram encontrados apenas trabalhos experimentais de assuntos similares, como o estudo de situações de falha de reinício de escoamento em fluidos viscoplásticos, em que é observado um gradiente de pressão no fluido em repouso.

Nos experimentos com água, a transmissão de pressões ao longo da serpentina foi avaliada por meio de um critério matemático, em que a diferença de pressão na tubulação deve ser menor que a faixa de erro dos medidores de pressão, 0,016 bar. Todos os resultados analisados respeitaram este critério, confirmando a transmissão total das pressões ao longo da serpentina preenchida com água. Os testes de pressurização rápida foram comparados com simulações numéricas por meio do modelo matemático de Santos (2015), apresentando boa concordância entre as curvas de pressão em função do tempo e também no patamar de estabilização das pressões finais, que resultaram em valores muito próximos.

Na sequência, uma solução de 70% de glicerina e 30% de água foi utilizada nos experimentos. O mesmo critério de transmissão de pressão foi empregado com sucesso nos resultados, comprovando a transmissão de pressão neste fluido. Na comparação entre resultados

de pressurização com a glicerina a 5°C e 25°C, a amplitude das oscilações de pressão logo após o pico de pressão inicial é maior no fluido mais quente, devido a sua menor viscosidade. A glicerina a 5°C, por sua vez, apresentou maior dissipação da onda de pressão, com amplitudes de oscilações menores e menor tempo de estabilização da pressão. Também se notou que as velocidades da onda de pressão eram muito próximas nos dois casos. A comparação entre experimentos de glicerina com simulações numéricas apresentou melhor concordância entre as curvas de pressão em função do tempo do que foi observado com a água, devido a maior dissipação viscosa da glicerina.

Na última etapa do trabalho, uma solução aquosa de Carbopol foi elaborada para ser utilizada na unidade experimental, de modo a avaliar a transmissão de pressão em fluidos viscoplásticos. Foi verificado que o perfil de pressões em um fluido newtoniano permanece uniforme durante a etapa de pressurização lenta. Em contrapartida, a distribuição de pressões observada na solução de Carbopol não é uniforme durante este teste. À medida em que a tensão limite de escoamento é superada durante o bombeamento de fluido, a pressão aumenta sequencialmente ao longo da serpentina. No regime permanente, observa-se um gradiente de pressão decrescente entre as pressões de entrada e saída da serpentina com o fluido pressurizado, o que indica que as pressões impostas na pressurização da solução de Carbopol não foram totalmente transmitidas ao longo da serpentina fechada, conforme já discutido na literatura. A presença da tensão limite de escoamento da solução de Carbopol dificulta a propagação da onda de pressão inicial durante o teste de pressurização rápida, o que é evidenciado pelos pequenos picos de pressão mostrados. Adicionalmente, não foram observadas diferenças entre as pressões de estabilização de testes de pressurização rápida e lenta da serpentina na mesma temperatura e patamar final de pressões. Ou seja, a velocidade de pressurização não aparenta influenciar na transmissão de pressões.

Notou-se durante a execução dos testes que a distribuição inicial de pressão da solução de Carbopol despressurizada não é nula. Isto mostra que há um gradiente de pressão no fluido despressurizado em repouso. Através de dois modos de despressurização do fluido, foram obtidas duas distribuições iniciais de pressão diferentes, chamadas de DI1 e DI2. A partir destas distribuições iniciais de pressão, o fluido foi pressurizado a 3 e 6,8 bar. Foi verificado que a distribuição inicial exerce influência no perfil de pressões final para um mesmo teste, desde que as pressões não sejam muito elevadas. No início da pressurização, a evolução da distribuição de pressão com a pressurização ocorre de maneira diferente para cada condição inicial. Se a pressurização é interrompida em baixos valores de pressão final, as distribuições de pressão

resultantes são diferentes para cada condição inicial. No entanto, as distribuições de pressão se igualam se o fluido é pressurizado a valores mais altos, e a distribuição final de pressões passa a não depender da condição inicial.

Por fim, foi calculada a tensão de cisalhamento na parede da serpentina durante testes de pressurização, de modo a estimar a tensão limite de escoamento da solução de Carbopol. Foi observado que a tensão de cisalhamento na parede é mais próxima da tensão limite de escoamento quando o fluido está totalmente despressurizado. Neste caso, o desvio percentual entre a tensão na parede e a tensão limite de escoamento do fluido a 5°C e 25°C resultou em 17% e 16% respectivamente. No entanto, os seus valores estão na mesma ordem de grandeza, o que mostra que a diferença de pressão em fluidos viscoplásticos pressurizados em tubulações fechadas pode ser consequência da tensão limite de escoamento. Adicionalmente, verificou-se maior transmissão de pressão (ou menor diferença de pressão ao longo da serpentina) no fluido a 25°C do que a 5°C. Os testes reométricos para a solução de Carbopol mostram que a tensão limite de escoamento para o fluido a 5°C é maior do que para o fluido a 25°C. Tendo isto em vista, observa-se que a transmissão de pressão em um fluido viscoplástico pode estar relacionada à magnitude da tensão limite de escoamento, pois quanto maior este valor, menor é a transmissão de pressão ao longo da tubulação. O fato de que a solução de Carbopol é considerada como um fluido viscoplástico ideal reforça este argumento.

6.1 Sugestões para trabalhos futuros

Para trabalhos futuros com a unidade experimental, sugere-se:

- (a) Instalação do medidor de vazões na saída da bomba ao invés da saída da serpentina, de modo a medir a vazão de fluido na tubulação de retorno durante testes de transmissão de pressões. Como o projeto inicial do aparato experimental da unidade experimental não incluía o medidor de vazões, não foi possível instalá-lo logo após a descarga da bomba. De modo a possibilitar a instalação do medidor coriolis após a bomba, é necessário o reposicionamento do sistema hidráulico na câmara térmica.

- (b) Emprego de fluidos de perfuração nos testes experimentais, de modo a estudar os efeitos da tixotropia na transmissão de pressões.

- (c) Instalação de um controle de aquecimento e resfriamento de uma seção da serpentina, de modo que a distribuição de temperaturas ao longo da serpentina seja não uniforme durante os testes de transmissão de pressão.

REFERÊNCIAS

- ALBA, K.; TAGHAVI, S.M.; DE BRUYN, J. R.; FRIGAARD, I.A. Incomplete fluid–fluid displacement of yield-stress fluids. Part 2: Highly inclined pipes. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, 201, 2013. 80-93.
- ALI, S. Pressure Drop Correlations for Flow Through Regular Helical Coil Tubes. **Fluid Dynamics Research**, 28, 2001. 295-310.
- BALMFORTH, N. J.; FRIGAARD, I. A.; OVARLEZ, G. Yielding to Stress: Recent Developments in Viscoplastic Fluid Mechanics. **Annual Reviews of Fluid Mechanics**, n. 46, 2013. 121-146.
- BARUA, S. N. On Secondary Flow in Stationary Curved Pipes. **The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics**, n. 6, 1963. 61-77.
- BIRD, R. B.; ARMSTRONG, R. C.; HASSAGER, O. **Dynamics of Polymeric Liquids**. 2. ed. New York: Wiley, v. 1, 1987.
- BJØRKEVOLL, K. S.; ROMMETVEIT, R.; AAS, B.; GJERALDSTVEIT, H.; MERLO, A. **Transient Gel Breaking Model for Critical Wells Applications with Field Data Verification**. IADC/SPE Drilling Conference and Exhibition. [S.l.]: SPE/IADC 79843. 2003.
- BOURGOYNE, A. T.; MILLHEIM, K. K.; CHENEVERT, M. E.; YOUNG, F. S. et al. **Applied Drilling Engineering**. Richardson, Texas: Society of Petroleum Engineers, 1991.
- BRUNONE, B.; KARNEY, B. W.; MERCARELLI, M.; FERRANTE, M. Velocity Profiles and Unsteady Pipe Friction in Transient Flow. **ASCE Journal of Water Resource, Planning and Management**, n. 126, 2000. 236-244.
- BRUNONE, B.; FERRANTE, M.; CACCIAMANI, M. Decay of Pressure and Energy Dissipation in Laminar Transient Flow. **ASME Journal of Fluids Engineering**, n. 126, 2004. 928-934.
- BRUNONE, B.; GOLIA, U. M.; GRECO, M. Effects of Two-Dimensionality on Pipe Transients Modeling. **Journal of Hydraulic Engineering**, n. 121, 1995. 906-912.
- CALLEN, H. B. **Thermodynamics and an Introduction to Thermostatistics**. 2. ed. [S.l.]: John Wiley & Sons, 1985.

- CAWKWELL, M.; CHARLES, M. An Improved Model for Start-up of Pipelines Containing Gelled Crude Oil. **Journal of Pipelines**, n. 7, 1987. 41-52.
- CHANG, C.; RØNNIGSEN, H. P.; NGUYEN, Q. D. Isothermal Start-up of Pipeline Transporting Waxy Crude Oil. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 87, 1999. 127-154.
- CHHABRA, R. P.; RICHARDSON, J. F. **Non-Newtonian Flow and Applied Rheology**. 2. ed. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 2008.
- COLEMAN, H. W.; STEELE, W. G. **Experimentation, Validation, and Uncertainty Analysis for Engineers**. 3. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2009.
- DARLEY, H. C. H.; GRAY, G. R. **Composition and Properties of Drilling and Completion Fluids**. 5. ed. Houston: Gulf Professional Publishing, 1988.
- DAVIDSON, M. R.; NGUYEN, Q. D.; CHANG, C.; RØNNIGSEN, H. P. A Model for Restart of a Pipeline with Compressible Gelled Waxy Crude Oil. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 123, 2004. 269-280.
- DEAN, W. R. Note on the Motion of Fluid in a Curved Pipe. **The London, Edinburgh and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science**, n. 4, 1927. 208-223.
- DI GIUSEPPE, E.; CORBI, F.; FUNICIELLO, F.; MASSMEYER, A.; SANTIMANO, T. N.; ROSANAU, M.; DAVAILLE, A. et al. Characterization of Carbopol Hydrogel Rheology for Experimental Tectonics and Geodynamics. **Tectonophysics**, n. 642, 2015. 29-45.
- DUBASH, N.; FRIGAARD, I. A. Propagation and Stopping of Air Bubbles in Carbopol Solutions. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 142, 2007. 123-134.
- EL GENDY, H.; ALCOUTLABI, M.; JEMMET, M.; DEO, M.; MAGDA, J. The Propagation of Pressure in a Gelled Waxy Oil Pipeline as Studied by Particle Imaging Velocimetry. **Environmental and Energy Engineering**, n. 58, 2012. 302-311.
- GHIDAOU, M. S.; ZHAO, M.; MCINNIS, D. A.; AXWORTHY, D. H. A Review of Water Hammer Theory and Practice. **Applied Mechanics Reviews**, n. 5, 2005. 49-76.
- GHOBADI, M.; MUZYCHKA, Y. S. A Review of Heat Transfer and Pressure Drop Correlations for Laminar Flow in Curved Circular Ducts. **Heat Transfer Engineering**, 2015.

- GOLDEMBERG, J.; SCHAEFFER, R.; SZKLO, A.; LUCCHESI, R. Oil and natural gas prospects in South America: Can the petroleum industry pave the way for renewables in Brazil? **Energy Policy**, 64, 2014. 58-70.
- GREENSPAN, M.; TSCHIEGG, C. E. Speed of Sound in Water by a Direct Method. **Journal of Research of the National Bureau of Standards**, 59, October 1957. 249-254.
- HASSON, D. Streamline Flow Resistance in Coils. **Reservoir Correspondence**, n. 1, 1955.
- ITO, H. Friction Factors for Turbulent Flow in Curved Pipes. **ASME Journal of Basic Engineering Transaction**, n. 81, 1959. 123-132.
- JAYAKUMAR, J. S. **Heat Exchangers - Basics Design Applications Chapter 12: Helically Coiled Heat Exchangers**. [S.l.]: InTech, 2012.
- KAHIA, M.; SAFOUANE, M.; AÏSSA, B.; CHARFEDDINE, L. Impact of renewable and non-renewable energy consumption on economic growth: New evidence from the MENA Net Oil Exporting Countries (NOECs). **Energy**, 116, 2016. 102-115.
- KESTIN, J.; SOLOKOV, M.; WAKEHAM, W. A. Viscosity of Liquid Water in the Range - 8°C to 150°C. **Journal of Physical and Chemical Reference Data**, 7, 1978. 941-948.
- LEE, H. S.; SINGH, P.; THOMASON, W. H.; FOGLER, H. S. Waxy Oil Gel Breaking Mechanisms: Adhesive versus Cohesive Failure. **Energy and Fuels**, 22, 2008. 480-487.
- LEÔNICIO, M. A. Projeto e Construção de Aparato Experimental para Avaliação da Retomada do Escoamento de Fluido de Perfuração, 2011. Monografia (Engenharia Industrial Mecânica), UTFPR.
- MACOSKO, C. W. **Rheology - Principles, Measurements and Applications**. New York: John Wiley & Sons, 1994.
- MANLAPAZ, R. L.; CHURCHULL, S. W. Fully Developed Laminar Flow in a Helically Coiled Tube if Finite Pitch. **Chemical Engineering Communications**, n. 7, 1980. 57-78.
- MTISIHITA, R. S. Projeto de Aparato Experimental para a Avaliação de Pressões e Vazões no Reinício de Escoamento de Fluidos de Perfuração, Curitiba, 2014. Trabalho de Conclusão de Curso - Departamento Acadêmico de Engenharia Mecânica.
- NEGRÃO, C. O. R.; FRANCO, A. T.; ROCHA, L. L. V. A Weakly Compressible Flow Model for the Restart of Thixotropic Drilling Fluids. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 166, 2011. 1369-1381.

- OLIVEIRA, G. M. Modelagem da Propagação de Pressão no Reinício do Escoamento de Fluidos de Perfuração Não Gelificados, 2011. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, UTFPR.
- OLIVEIRA, G. M.; ROCHA, L. L. V.; FRANCO, A. T.; NEGRÃO, C. O. R. Numerical Simulation of the Start Up of Bingham Fluid Flows in Pipelines. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 166, 2010. 1114-1128.
- OLIVEIRA, G. M.; FRANCO, A. T.; NEGRÃO, C. O. R.; MARTINS, A. L.; SILVA, R. A. Modelling and Validation of Pressure Propagation in Drilling Fluids Pumped into a Closed Well. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, 103, 2013. 61-71.
- OLIVEIRA, G. M.; FRANCO, A. T.; NEGRÃO, C. O. R. Mathematical Model for Viscoplastic Fluid Hammer. **ASME Journal of Fluid Engineering**, n. 138, 2016.
- OLIVEIRA, G. M.; NEGRÃO, C. O. R. The Effect of Compressibility on Flow Start-up of Waxy Crude Oils. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 220, 2015. 137-147.
- OLIVEIRA, G. M.; NEGRÃO, C. O. R.; FRANCO, A. T. Pressure Transmission in Bingham Fluids Compressed Within a Closed Pipe. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 169-170, 2012. 121-125.
- PETROBRAS. Tecnologias pioneiras do pré-sal, 2015. Disponível em: <<http://presal.hotsitespetrobras.com.br/tecnologias-pioneiras/#1>>. Acesso em: 16 Janeiro 2017.
- Physical Properties of Glycerine and its Solutions. New York. 1963.
- POUMAERE, A.; MOYERS-GONZÁLEZ, M.; CASTELAIN, C.; BURGHELEA, T. Unsteady Laminar Flows of a Carbopol Gel in the Presence of Wall Slip. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 205, 2014. 28-40.
- PRITCHARD, P. J. **Fox and McDonald's Introduction to Fluid Mechanics**. 8. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, 2011.
- RENNELS, D. C.; HUDSON, H. M. **Pipe Flow: A Practical and Comprehensive Guide**. Hoboken, NJ: John Wiley & Sons, 2012.
- RØNNINGSEN, H. P. Rheological Behavior of Gelled, Waxy North Sea Crude Oils. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, n. 7, 1992. 177-213.

- ROSSO, N. Análise Experimental do Reinício do Escoamento do Petróleo Parafínico em Tubulações, 2014. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, UTFPR.
- SANTOS, O. L. A. **Segurança de Poço em Lâminas de Água Ultra-Profundas**. I Encontro Nacional de Hidráulica de Poços. [S.l.]: [s.n.]. 2006.
- SANTOS, T. G. M. Análise e Modelagem do Escoamento Transitório de Fluidos de Perfuração, 2015. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, UTFPR.
- SESTAK, J.; CHARLES, M. E.; CAWKWELL, M. G. Start-up of Gelled Crude Oils in Pipelines. **Journal of Pipelines**, n. 6, 1987. 15-24.
- SIERRA, A. G.; VARGES, P. R.; RIBEIRO, S. S. Startup flow of elasto-viscoplastic thixotropic materials in pipes. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, 147, 2016. 427-434.
- SMITH, P. B.; RAMSDEN, R. M. J. The prediction of oil gelation in submarine pipelines and the pressure required for restarting flow. **European Offshore Petroleum Conference and Exhibition**, 1978.
- SRINIVASAN, P. S.; NADAPURKAR, S. S.; HOLLAND, F. A. Pressure Drop and Heat Transfer in Coils. **Chemical Engineering Journal**, 218, 1968. 113-119.
- TAGHAVI, S.M.; ALBA, K.; MOYERS-GONZALEZ, M.; FRIGAARD, I.A. Incomplete fluid–fluid displacement of yield stress fluids in near-horizontal pipes: Experiments and theory. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, 167-168, 2012. 59-74.
- VINAY, G.; WACHS, A.; AGASSANT, J. F. Numerical Simulation of Weakly Compressible Bingham Flows: The Restart of Pipeline Flows of Waxy Crude Oils. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 136, 2006. 93-105.
- WACHS, A.; VINAY, G.; FRIGAARD, I. A 1.5D Numerical Model for the Start-up of Weakly Compressible Flow of a Viscoplastic and Thixotropic Fluid in Pipelines. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 159, 2009. 81-94.
- WAHBA, E. M. Modelling the Attenuation of Laminar Fluid Transients in Piping Systems. **Applied Mathematical Modelling**, n. 32, 2008. 2863-2871.

WAHBA, E. M. Non-Newtonian Fluid Hammer in ELastic Circular Pipes: Shear-Thinning and Shear Thickening Effects. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, n. 198, 2013. 24-30.

WHITE, F. M. **Fluid Mechanics**. 7. ed. New York: McGraw-Hill, 2009.

WYLIE, E. B.; STREETER, V. L. **Fluid Transients in Systems**. New Jersey: Prentice Hall, 1993.

APÊNDICE A – VERIFICAÇÃO DA UNIDADE EXPERIMENTAL

A seguir é detalhada a etapa de verificação da unidade experimental. O principal objetivo é verificar a repetibilidade e funcionamento da unidade experimental no que diz respeito às medições de pressão, de temperaturas da câmara térmica e do fluido de testes, e controle da vazão da bomba, utilizando a água e glicerina como fluidos de trabalho.

O procedimento de verificação consiste de:

- i. Análise das incertezas da unidade experimental. Nesta etapa é brevemente explicado o procedimento de cálculo das incertezas de medição para a água e fluidos newtonianos. Em seguida são calculadas as incertezas de medição das principais variáveis de teste.
- ii. Realização de testes de medição manual da vazão da bomba para verificar a repetibilidade do controle das vazões.
- iii. Testes de aquecimento, resfriamento e manutenção de patamar de temperatura. O objetivo do teste é verificar se o controle de temperaturas é capaz manter um patamar de temperatura constante dentro da câmara térmica. Além disso, é verificado se o sistema de refrigeração e aquecimento é capaz de refrigerar (ou aquecer) a câmara térmica de 30°C a 5°C (ou aquecer de 5°C a 30°C) em menos de uma hora.
- iv. Elaboração da curva característica da bomba com água. Este teste deve ser realizado para obter uma relação entre pressão imposta pela bomba e a vazão de bombeamento. Logo, pode-se verificar como a vazão da bomba se comporta a diferentes pressões. Em seguida, a curva da bomba com água é comparada com a elaborada com a solução de glicerina.

A.1 Cálculo das incertezas de medição

Incerteza é definida por Rennels e Hudson (2012) como sendo a provável faixa de erro de uma medição. Incertezas em experimentos podem ser analisadas matematicamente em todas as etapas, desde o projeto do equipamento utilizado até a análise dos resultados. Além disso, a análise de incertezas pode também ser usada na validação de modelos numéricos.

A.1.1 Propagação de incertezas

Erros em experimentos podem ser classificados em dois tipos: erros sistemáticos e erros aleatórios. Erros sistemáticos são aqueles que se repetem em todos os experimentos, ou seja, as fontes de erro não se alteram em cada teste repetido. Erros aleatórios, entretanto, variam durante o período de testes (COLEMAN E STEELE, 2009). Um exemplo de erro sistemático é o associado à calibração do instrumento, enquanto um erro aleatório é a influência de ruído elétrico em medições.

De acordo com Coleman e Steele (2009), em muitos casos, um resultado experimental depende de muitas variáveis, que são usadas em alguma equação ou correlação. As incertezas de cada variável se propagam para a incerteza do resultado final. Portanto, devem ser utilizados métodos para calcular a propagação de incertezas de várias variáveis em uma equação. O método utilizado no trabalho é o Método por Série de Taylor (TSM).

Considera-se que as variáveis mensuráveis X_1, X_2, \dots, X_n são usadas em uma equação, cujo resultado é representado por res . O objetivo da análise de incertezas por série de Taylor é definir como as incertezas de X_1, X_2, \dots, X_n se propagam em res (PRITCHARD, 2011). Sendo assim:

$$res = func(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad (A.1)$$

Uma variação δres devido às variações de X_1, X_2, \dots, X_n pode ser escrita em Série de Taylor por:

$$\delta res = \frac{\partial res}{\partial X_1} \delta X_1 + \frac{\partial res}{\partial X_2} \delta X_2 + \frac{\partial res}{\partial X_3} \delta X_3 + \dots + \frac{\partial res}{\partial X_n} \delta X_n \quad (A.2)$$

onde $\delta X_1, \delta X_2, \delta X_3, \dots, \delta X_n$ são as incertezas de X_1, X_2, \dots, X_n e δres a incerteza devido às variações de $\delta X_1, \delta X_2, \delta X_3, \dots, \delta X_n$. Dividindo a Equação (A.2) por res , tem-se a incerteza relativa de res devido a variação em X_1 :

$$i_{res(X_1)} = \frac{\delta res}{res} = \frac{\partial res}{\partial X_1} \frac{\delta X_1}{res} + \frac{\partial res}{\partial X_2} \frac{\delta X_2}{res} + \frac{\partial res}{\partial X_3} \frac{\delta X_3}{res} + \dots + \frac{\partial res}{\partial X_n} \frac{\delta X_n}{res} \quad (A.3)$$

Considerando que as incertezas de $\delta X_1, \delta X_2, \delta X_3, \dots, \delta X_n$ não acontecem simultaneamente no valor máximo, normalmente assume-se que a incerteza de res pode ser aproximada pela raiz quadrada da soma das incertezas individuais:

$$i_{res} = \sqrt{\left(\frac{\partial res}{\partial X_1} \frac{\delta X_1}{res}\right)^2 + \left(\frac{\partial res}{\partial X_2} \frac{\delta X_2}{res}\right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial res}{\partial X_n} \frac{\delta X_n}{res}\right)^2} \quad (A.4)$$

Vale notar que a expressão anterior considera apenas os erros aleatórios. Como hipótese, considera-se que os instrumentos de medição utilizados estão devidamente calibrados, e que os erros aleatórios não estão correlacionados. De acordo com Coleman e Steele, normalmente erros aleatórios não estão correlacionados, logo a hipótese é válida. Por fim, os cálculos mostrados nesta seção são baseados no escoamento turbulento de água em regime permanente ao longo da serpentina.

A.1.2 Incerteza da medição do comprimento da serpentina

O comprimento da serpentina entre o primeiro e último transdutor de pressão pode ser calculado pela seguinte equação:

$$L_s = N \sqrt{(2\pi R_{esp})^2 + p^2} + L_{reto} \quad (A.5)$$

Portanto, afirma-se que:

$$L_s = func(N, R_{esp}, p, L_{reto}) \quad (A.6)$$

onde r_{esp} é o raio da de uma espira da serpentina, N é o número de espiras, e p é o passo da serpentina. No cálculo de L_s , a expressão na raiz representa o comprimento da seção helicoidal, e L_{reto} representa uma pequena seção reta presente entre os transdutores de pressão P1 e P4. Utilizando o TSM, tem-se a seguinte equação para o cálculo da variação de L_s :

$$\delta L_s = \sqrt{\left(\frac{4\pi^2 R_{esp} N \delta R_{esp}}{\sqrt{(2\pi R_{esp})^2 + p^2}}\right)^2 + \left(\frac{p N \delta p}{\sqrt{(2\pi R_{esp})^2 + p^2}}\right)^2 + (\delta L_{reto})^2} \quad (A.7)$$

Na Tabela A.1 estão listados os valores dos parâmetros medidos. As dimensões foram medidas com uma trena, e os valores das variações δL_{reto} , δR_{esp} e δp foram baseados em sua resolução de 1mm. A variação do passo foi arbitrada como o dobro do valor da resolução da trena por este ser irregular ao longo da serpentina.

Tabela A.1 – Parâmetros para cálculo da incerteza do comprimento da serpentina pela Equação

Parâmetro	Valor numérico
N [-]	21
p [m]	0,052
R_{esp} [m]	0,727
L_{reto} [m]	0,300
δR_{esp} [m]	0,001
δp [m]	0,002
δL_{reto} [m]	0,001

O cálculo da variação do comprimento da serpentina resultou em $\delta L_s = \pm 0,132$ m, o que equivale a $\pm 0,27\%$ do comprimento total calculado de 48,3 m. Esta é, portanto, a incerteza relativa do comprimento da serpentina.

A.1.3 Incerteza do ajuste do diâmetro interno médio da serpentina

Antes de ser instalada no presente aparato experimental, a serpentina possuía um comprimento maior devido as pontas retas nas suas duas extremidades. Uma das extremidades foi cortada para o presente trabalho, para que coubesse dentro da câmara térmica. Leôncio (2011) mediu o volume da serpentina, antes das adaptações do presente aparato experimental serem feitas, preenchendo-a completamente com água, e depois retirando e coletando o volume total de água em reservatórios de plástico. Esta água foi então pesada para que o volume fosse calculado. Leôncio (2011) também mediu o comprimento da serpentina com o auxílio de uma

fita, que é chamado neste trabalho de L_{ant} pois representa o comprimento da serpentina antes de ser instalada na unidade experimental atual. Estas medições feitas anteriormente são usadas para ajustar o diâmetro médio da tubulação helicoidal, visto que, devido ao processo de fabricação, o diâmetro varia ao longo do comprimento. A equação que representa o cálculo do diâmetro interno da serpentina em função da massa de líquido é a seguinte:

$$D_{méd} = \sqrt{\frac{4m_{liq}}{\rho\pi L_{ant}}} \quad (A.8)$$

Logo:

$$D_{méd} = func(m_{liq}, \rho, L_{ant}) \quad (A.9)$$

onde ρ é a massa específica da água (998 kg/m³), L_{ant} é o comprimento da serpentina antes de ser modificada e m_{liq} é a massa de água retirada. Utilizando o TSM tem-se a seguinte equação para a variação do diâmetro médio:

$$\delta D_{méd} = \sqrt{\left(\frac{\delta m_{liq}}{(\rho\pi L_{ant} m_{liq})^{1/2}}\right)^2 + \left(\frac{-m_{liq}^{1/2} \delta \rho}{(\pi L_{ant})^{1/2} \rho^{3/2}}\right)^2 + \left(\frac{-m_{liq}^{1/2} \delta L_{ant}}{(\rho\pi)^{1/2} L_{ant}^{3/2}}\right)^2} \quad (A.10)$$

Na Tabela A.2 estão listados os valores dos parâmetros medidos. A variação da massa da água foi baseada na resolução da balança de precisão utilizada. Os valores de $\delta\rho$ e δL_{ant} foram arbitrados com base na incerteza de tabelas de massa específica retiradas da literatura e da medição de Leôncio (2011), respectivamente.

Tabela A.2 – Parâmetros para cálculo da incerteza do diâmetro médio da serpentina pela Equação (A.10)

Parâmetro	Valor numérico
ρ [kg/m ³]	998
m_{liq} [kg]	16,17
L_{ant} [m]	49,14
δm_{liq} [kg]	0,001
$\delta\rho$ [kg/m ³]	1
δL_{ant} [m]	0,02

Utilizando os valores citados na Equação (A.8), o diâmetro ajustado é igual a 0,02045 m. Por fim, resolvendo a Equação (A.10), tem-se que $\delta D_{méd}$ equivale a $\pm 1,11 \cdot 10^{-5}$ m, ou seja, a $\pm 0,1\%$ de incerteza em relação ao diâmetro ajustado.

A.1.4 Incerteza do fator de atrito medido pela unidade experimental

O fator de atrito, em função das medições realizadas com a unidade experimental, é calculado por:

$$f_{medido} = \frac{\rho \pi^2 D_{méd}^5 \Delta P}{8 \dot{m}^2 L_s} \quad (\text{A.11})$$

E portanto:

$$f_{medido} = func(\rho, \dot{m}, L_s, \Delta P, D_{méd}) \quad (\text{A.12})$$

Utilizando o TSM, tem-se que a incerteza relativa do fator de atrito é dada por:

$$\frac{\delta f_{medido}}{f_{medido}} = \sqrt{\left(\frac{\delta \rho}{\rho}\right)^2 + \left(\frac{5 \delta D_{méd}}{D_{méd}}\right)^2 + \left(\frac{-2 \delta \dot{m}}{\dot{m}}\right)^2 + \left(\frac{\delta \Delta P}{\Delta P}\right)^2 + \left(\frac{-\delta L}{L_s}\right)^2} \quad (\text{A.13})$$

Na Tabela A.3 estão listados os valores dos parâmetros medidos. O valor da incerteza $\delta \Delta P$ é a incerteza de medição do transdutor de pressão de 0,1% da faixa de medição de 16 bar, enquanto que $\delta \dot{m}$ foi estimado como o valor do desvio padrão das medições de vazão pelo medidor coriolis, cujo valor é 0,005 kg/s. Esta estimativa foi utilizada pois o ruído elétrico do motor da bomba interfere com as medições de vazão deste equipamento. Este desvio padrão provavelmente é consequência de ruído elétrico causado pela proximidade entre o medidor de vazão e o motor da bomba helicoidal. As incertezas restantes foram calculadas nas etapas anteriores.

Tabela A.3 – Parâmetros para cálculo da incerteza do fator de atrito medido pela Equação (A.13)

Parâmetro	Valor numérico
ρ [kg/m ³]	998
\dot{m} [kg]	0,369
$D_{méd}$ [m]	0,020
L_s [m]	48,3
ΔP [Bar]	0,47
$\delta\rho$ [kg/m ³]	1
$\delta D_{méd}$ [m]	$1,11 \cdot 10^{-5}$
δL_s [m]	0,132
$\delta \dot{m}$ [kg/s]	0,005
$\delta \Delta P$ [Bar]	0,016

Substituindo os valores da Tabela A.3 na Equação (A.13), encontra-se o valor de 2,7% para a incerteza relativa $\delta f_{medido}/f_{medido}$.

A.1.5 Incerteza do fator de atrito turbulento calculado para tubo helicoidal

Este cálculo de incerteza é utilizado no Apêndice C, na seção de verificação da influência da geometria da serpentina em escoamentos turbulentos. O fator de atrito para um tubo helicoidal de passo constante, pode ser calculado considerando pela seguinte equação, adaptada de Rennels e Hudson (2012):

$$f_{helicoidal} = N \left[f_{reto} \frac{\sqrt{(2\pi R_{esp})^2 + p^2}}{D_{méd}} + 0,20 + 4,8 f_{reto} \right] \frac{D_{méd}}{\sqrt{(2\pi R_{esp})^2 + p^2}} \quad (A.14)$$

onde N é o número p [m] é o passo do helicóide, r_{espira} [m] é o raio das espiras. Maiores detalhes sobre o uso desta equação se encontram no Apêndice C. A variável f_{reto} pode ser calculada pela fórmula explícita de Haaland para um tubo reto de rugosidade conhecida:

$$f_{reto} = f_{Haaland} = -1,8 \log \left[\frac{6,9}{Re} + \left(\frac{e_{inox} / D_{méd}}{3,7} \right)^{1,11} \right] \quad (A.15)$$

onde Re é o número de Reynolds para o escoamento, e e_{inox} é a rugosidade para o aço inox, em metros (m). De acordo com Rennels e Hudson (2012), a incerteza do fator de atrito

com rugosidade conhecida se aproxima de 10%. Portanto, o valor de $\delta f_{Haaland}$ é aproximado para 10% de $f_{Haaland}$. Utilizando o TSM, temos que:

$$\delta f_{helicoïdal} = \sqrt{\left(\frac{\partial f_{helicoïdal}}{\partial f_{Haaland}} \delta f_{Haaland}\right)^2 + \left(\frac{\partial f_{helicoïdal}}{\partial D_{méd}} \delta D_{méd}\right)^2 + \left(\frac{\partial f_{helicoïdal}}{\partial R_{esp}} \delta r_{esp}\right)^2 + \left(\frac{\partial f_{helicoïdal}}{\partial p} \delta p\right)^2} \quad (\text{A.16})$$

Os valores resultantes das derivadas mostradas na Equação (A.16) são mostrados na Tabela A.4.

Tabela A.4 – Valores numéricos das derivadas da Equação (A.16)

Parâmetros	Valores numéricos
$\frac{\partial f_{helicoïdal}}{\partial f_{Haaland}}$	1,022
$\frac{\partial f_{helicoïdal}}{\partial D_{méd}}$	0,075
$\frac{\partial f_{helicoïdal}}{\partial R_{esp}}$	-0,002
$\frac{\partial f_{helicoïdal}}{\partial p}$	$-7,59 \cdot 10^{-6}$

Substituindo os valores na equação correspondente, o valor de $\delta f_{Helicoïdal}$ resulta em 0,0027. Nota-se que esta é uma incerteza absoluta. Durante o teste de escoamento turbulento de água pela serpentina a vazão máxima, o valor de $f_{helicoïdal}$ foi calculado, resultando em 0,0293. Portanto, a incerteza relativa do fator de atrito calculado, que pode ser válida para fatores de atrito calculados durante outros testes com água, resultou em $\pm 9,3\%$. Por fim, uma síntese dos valores das incertezas calculadas no Apêndice A é mostrada na Tabela A.5. É interessante notar que a incerteza do fator de atrito medido pela unidade experimental é menor que a incerteza do fator de atrito calculado pela correlação.

Tabela A.5 – Valores das incertezas relativas calculadas no Apêndice A

Incerteza calculada	Valor
$\delta L_s/L_s$	$\pm 0,3\%$
$\delta D_{méd}/D_{méd}$	$\pm 0,1\%$
$\delta f_{medido}/f_{medido}$	$\pm 2,7\%$
$\delta f_{Helicoidal}/f_{Helicoidal}$	$\pm 9,3\%$

A.2 Verificação da calibração do medidor de vazões

O objetivo deste teste é verificar se a calibração do medidor de vazão Coriolis está correta. Para isto, o fluido de trabalho utilizado foi a água. O teste consistiu em medir a vazão da bomba manualmente, cronometrando o tempo necessário para encher 2 L de um balde graduado de capacidade máxima de 5 L. A seção de saída da serpentina foi desconectada da tubulação, para que a água fosse coletada no balde. A seguir, um valor de corrente foi selecionado no *LabVIEW*, e uma balança de precisão de 0,1 g foi instalada no laboratório. Então, a bomba foi ligada, impondo ao inversor de frequência uma corrente elétrica inicial de 5 mA. O sinal de corrente elétrica foi enviado ao inversor de frequência que controla o motor da bomba. Após atingir o regime permanente, se deu o início da coleta de água ao mesmo tempo em que foi iniciado o cronômetro. Após atingir aproximadamente 2 L, o balde foi retirado, a cronometragem foi interrompida e a bomba foi desligada. O procedimento foi repetido três vezes para cada um dos valores de rotação do motor da bomba helicoidal: 52,25 rpm, 78,75 rpm e 105 rpm. O volume de água coletada foi pesado subtraindo a massa do balde. Conhecida a massa de líquido coletado, a vazão mássica foi calculada pela seguinte equação:

$$\dot{m}_{man} = \frac{m_{liq}}{t_{medido}} \quad (A.17)$$

onde m_{liq} é a massa de líquido coletado e t_{medido} é o tempo medido de coleta de massa de líquido. A vazão volumétrica Q pode ser calculada considerando a massa específica da água como aproximadamente $\rho = 999 \text{ kg/m}^3$. Para demonstrar a repetibilidade do teste, a variação em relação à média foi calculada:

$$\text{Variação}\%_{vazão} = \frac{Q_{man} - Q_{méd}}{Q_{méd}} \quad (A.18)$$

onde Q_{man} é a vazão volumétrica medida manualmente, e $Q_{méd}$ representa a média dos três valores de vazão medida manualmente para um valor de sinal de corrente (ou rotação do motor da bomba). Além disso, foi calculada a variação percentual entre a média das vazões medidas manualmente e as vazões mostradas pelo medidor.

$$Variação\%_{cor} = \frac{Q_{coriolis} - Q_{méd}}{Q_{méd}} \quad (A.19)$$

Os resultados das medições e também os resultados das Equações (A.18) e (A.19) são mostrados na Tabela A.6.

Tabela A.6 – Resultados do teste de medição de vazão

Variável	n1: 52,5 rpm			n2: 78,75 rpm			n3: 105 rpm		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3
Repetições									
Massa de água coletada [g]	2249,7	1993,6	1953,9	1985,8	2093,4	2109,9	2300,9	1969,7	2060,1
Tempo medido para coleta de água [s]	11,74	10,33	10,21	6,68	7,34	7,37	6,18	5,11	5,33
Q_{man} [L/s]	0,192	0,193	0,192	0,298	0,286	0,287	0,373	0,386	0,387
$Q_{méd}$ [L/s]		0,192			0,290			0,382	
$Variação\%_{vazão}$	-0,2%	0,5%	-0,3%	2,6%	-1,5%	-1,2%	-2,4%	1%	1,3%
$Q_{coriolis}$ [L/s]		0,189			0,283			0,372	
$Variação\%_{cor}$		-2%			-2%			-3%	

A Tabela A.6 mostra que o máximo desvio percentual absoluto entre as vazões medidas manualmente e pelo equipamento é de 3%. Logo, é possível afirmar que o medidor de vazões instalado no aparato experimental está corretamente calibrado, e pode ser utilizado durante os experimentos.

A.3 Verificação do controle de temperaturas

Adicionalmente, foram realizados testes para verificar se o sistema de refrigeração e aquecimento é capaz de refrigerar (ou aquecer) a câmara térmica em menos de uma hora, tempo adotado para que os testes não se tornem longos demais. Além disso, foi verificada a capacidade de manutenção de uma temperatura constante após um período de refrigeração ou aquecimento, com base nas medições dos termopares instalados na serpentina.

O teste de refrigeração foi realizado para verificar o tempo de resfriamento da câmara térmica de 30°C para 5°C. Além disso, foi proposto um patamar de 5°C ao final da refrigeração para verificar se o controle é capaz de manter constante a temperatura na câmara térmica. O teste se iniciou com a seleção do valor de entrada de 30°C no *LabVIEW*, para que a câmara fosse aquecida até esta temperatura. Após a estabilização da temperatura da câmara térmica em 30°C, foi selecionado no programa o valor de 5°C. A câmara térmica foi refrigerada até a temperatura desejada, que foi mantida até que a média das leituras dos termopares da serpentina fosse aproximadamente 5°C. A Figura A.1a mostra o resultado do teste de resfriamento da câmara térmica na forma de um gráfico de temperatura em função do tempo em segundos, e a Figura A.1b mostra uma ampliação da Figura A.1a durante os instantes finais do teste. As curvas T3 a T10 correspondem às medições dos termopares instalados ao longo da serpentina, conforme foi mostrado na Figura 3.1.

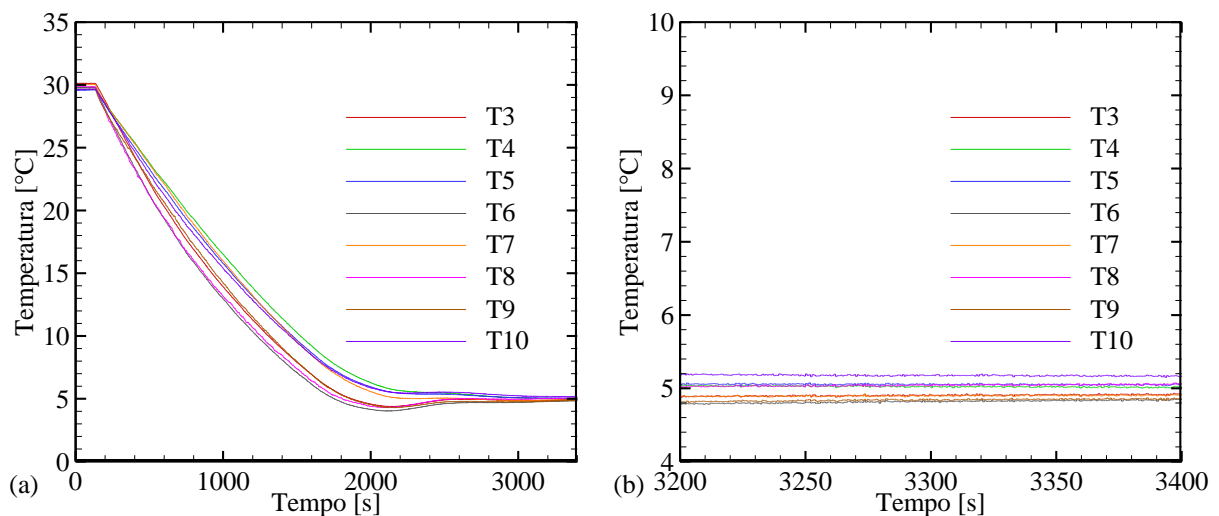


Figura A.1 – Resultados do teste de resfriamento da câmara durante o intervalo de: (a) 0 a 3400 s e (b) 3200 a 3400 s.

A manutenção da temperatura de 5°C foi considerada satisfatória, pois após a parada do resfriamento em aproximadamente 30 minutos as temperaturas rapidamente se estabilizaram para um valor próximo aos 5°C desejados, sem grandes oscilações. Nota-se pela Figura A.1 que a câmara térmica é resfriada até 5°C em um tempo de aproximadamente 30 minutos, bastante abaixo do limite máximo de 1 hora proposto. A Figura A.1b mostra uma boa manutenção do patamar de temperatura de 5°C na câmara térmica, visto que a maior diferença entre as medições dos termopares é de 0,4°C (ou $5 \pm 2^\circ\text{C}$) no final do teste.

O teste de aquecimento foi executado para verificar o tempo de aquecimento da câmara térmica de 5°C para 30°C. A temperatura de 30°C também foi mantida constante após o aquecimento para verificar a manutenção e estabilização da temperatura constante após o aquecimento. Inicialmente a temperatura da câmara térmica foi reduzida para 5°C, e este valor foi mantido por 25 minutos. Decorrido este tempo, a câmara térmica foi aquecida para 30°C, valor que foi mantido até a estabilização. O gráfico das medições dos termopares em função do tempo em segundos, e uma ampliação da figura nos instantes finais do teste, são mostrados pela Figura A.2.

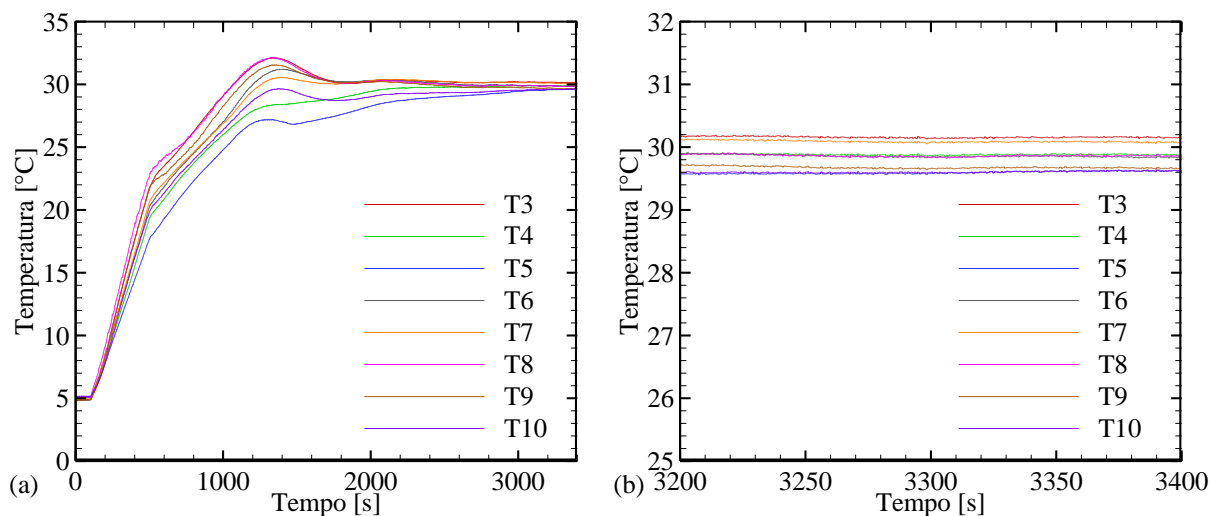


Figura A.2 – Resultados do teste de aquecimento da câmara durante o intervalo de: (a) 0 a 3400 s e (b) 3200 a 3400 s.

Nota-se que o controle é capaz de aquecer a câmara até 30°C em aproximadamente 22 minutos, que é um tempo menor que o necessário para resfriar a câmara de 30°C a 5°C. Além disso, observando a Figura A.2, o sistema de controle da temperatura da câmara é capaz de manter a sua temperatura média em um valor próximo de 30°C após um pico inicial de aproximadamente 2°C. Comparando os testes de resfriamento e aquecimento, observa-se que as oscilações das temperaturas são maiores após o aquecimento da câmara do que após a

refrigeração. Isto provavelmente ocorre pelo fato de as resistências possuírem maior potência que o sistema de refrigeração, causando um aquecimento mais rápido com maiores gradientes de temperatura. Por conta disso, as temperaturas medidas demoram mais tempo para se estabilizar em um patamar constante do que após a refrigeração. A Figura A.2b evidencia este fato, mostrando que a diferença entre a maior e a menor temperatura medida pelos termopares é de 1°C . Considerando que a maior diferença entre as temperaturas medidas após a refrigeração foi de $0,4^{\circ}\text{C}$, nota-se que a estabilização das temperaturas após o aquecimento necessita de mais tempo. Outra informação importante é que esta diferença de 1°C (ou $0,4^{\circ}\text{C}$) entre as temperaturas pode estar relacionada com a posição em que os termopares foram instalados ao longo da serpentina. Entretanto, a diferença de 1°C entre a maior e a menor temperatura medida ainda é satisfatória, considerando que o tempo total de teste não havia atingido 1 h.

Vale notar que, como os termopares estão instalados na parede da serpentina de aço inoxidável, deve existir uma diferença entre a temperatura do fluido e a temperatura medida na parede. Os testes também não foram realizados com o fluido circulando pela tubulação helicoidal. Se o fluido estiver em movimento pela serpentina de aço, considerando vazão máxima possível de escoamento, as temperaturas irão se estabilizar mais rapidamente devido a maior transferência de calor, e a homogeneidade das temperaturas do fluido também será melhorada. A circulação do fluido também pode contribuir para a atenuação das oscilações das temperaturas mostradas.

Portanto, durante os testes experimentais é recomendado que a etapa de resfriamento (ou aquecimento) e estabilização de temperaturas da câmara térmica seja feita com o fluido circulando pela tubulação. Além disso, como a medição de temperaturas não é feita diretamente no fluido, recomenda-se um tempo de estabilização de temperaturas na câmara térmica igual ou superior a 60 minutos. Visto que as medições de temperatura convergem para o valor desejado após a refrigeração (ou aquecimento), conclui-se que o controle de temperaturas é capaz de manter uma temperatura constante dentro da câmara térmica da unidade experimental. Considerando que a câmara foi resfriada em 30 minutos e aquecida em 22 minutos, o sistema de refrigeração e aquecimento está apto para variar rapidamente a temperatura da câmara.

A.4 Elaboração da curva característica da bomba com água e solução de glicerina

A curva de pressão em função da vazão (ou curva característica) da bomba é importante para que se possa correlacionar os valores de vazão com pressão de bombeamento (WHITE, 2009) durante os testes de transmissão de pressões e reinício de escoamento.

A.4.1 Procedimento experimental

Os testes são executados inicialmente com a água. Uma válvula manual de agulha, que é chamada de Vm1, é instalada na saída da serpentina após a válvula eletropneumática V2. Esta válvula será utilizada para restringir o escoamento pela saída da serpentina. Como a bomba é de deslocamento positivo, a restrição causará o aumento da pressão na linha, enquanto que, em teoria, a vazão é mantida constante. A abertura da válvula de agulha pode ser denominada por um percentual de abertura cujo valor varia de 100% (válvula totalmente aberta) a 0% (válvula completamente fechada). Este percentual de abertura pode ser quantificado pelo número de rotações da haste que controla a abertura da válvula.

O procedimento experimental do teste de levantamento da curva da bomba utilizando a água é descrito a seguir. As válvulas eletropneumáticas V1 e V2 (ver Figura 3.1) devem permanecer abertas durante todo o procedimento, e os testes podem ser feitos a temperatura ambiente pois a viscosidade da água não sofre grandes variações com a temperatura. A rotação da bomba de 52,5 rpm (ou 10 mA de corrente do inversor) deve ser selecionada, e inicialmente a válvula Vm1 deve estar totalmente aberta. A bomba é ligada e a vazão é medida pelo medidor coriolis e salva no computador pelo *LabVIEW*. Enquanto a água escoar pela serpentina, as pressões também são anotadas durante 60 s. Em seguida os testes são repetidos variando o percentual de abertura da válvula (ou seja, fechando parcialmente Vm1 para aumentar a pressão da linha), com rotação da bomba constante. Após realizados todos os testes à uma mesma rotação do motor da bomba, o mesmo procedimento é então repetido com as rotações de 78,75 rpm e 105 rpm. Com os valores das vazões e das pressões da saída da bomba com a linha estrangulada, é possível elaborar a curva característica da bomba helicoidal, indicada por pontos correspondentes à média da pressão medida pelo sensor P1 durante os testes em função da vazão

em L/s. É importante monitorar cuidadosamente a pressão medida nos quatro transdutores para evitar pressões excessivas. Cuidado extra deve ser tomado no monitoramento das pressões durante o escoamento a vazões altas com estrangulamento pela válvula Vm1. Lembrando que a pressão máxima de trabalho da bomba equivale a 12 bar, sendo este o limite máximo de pressão durante os testes. Se, durante a circulação de fluido, as pressões medidas se aproximarem da pressão crítica da bomba, o teste não deve ser continuado para um valor mais alto de vazão.

O procedimento dos testes necessários para confeccionar a curva da bomba helicoidal com a solução de glicerina é bastante parecido com o dos testes para a água. A principal diferença é que, utilizando a glicerina, a temperatura da câmara térmica deve ser controlada, visto que pequenas diferenças na temperatura alteram significativamente a viscosidade deste fluido (Physical Properties of Glycerine and its Solutions, 1963). Então, os testes foram realizados a 15°C, a com o motor da bomba funcionando a rotações de 26,25 rpm, 52,5 rpm e 78,75 rpm. Esta temperatura foi escolhida por resultar em uma viscosidade intermediária às que foram medidas pelo viscosímetro. Com a fluido a 5°C, as vazões utilizadas teriam que ser muito baixas para evitar pressões excessivas na linha devido a maior viscosidade do fluido, o que impossibilitaria a comparação com as curvas da bomba feitas com a água a altas vazões. Em contrapartida, a 25°C, o controle da válvula Vm1 para atingir pressões próximas de 8 bar seria dificultado. Os testes não foram feitos a 105 rpm pois as pressões medidas pelo sensor P1 se aproximariam do valor limite de 12 bar com poucas voltas aplicadas em Vm1. Com os valores das vazões e das pressões da saída da bomba com a linha estrangulada, é possível elaborar a curva característica da bomba helicoidal, indicada por pontos de pressão em bar medida pelo sensor P1 durante os testes em função da vazão em L/s.

A.4.2 Resultados

Esta seção apresenta uma comparação entre a curva característica da bomba helicoidal para a água, mostrada na Seção A.4.1, e a curva característica da mesma bomba utilizando a glicerina como fluido de trabalho. Feitas as medições da vazão e das pressões conforme foi descrito anteriormente, curvas características da bomba helicoidal foram elaboradas para rotações de 52,5, 78,75 e 105 rpm, utilizando a água. Lembrando que o transdutor de pressão

em 0 m na serpentina, próximo à saída da bomba, corresponde a P1; em 16,3 m a P2, em 32,3 m a P3, e por fim em 48,3 m a P4, que está próximo à válvula de saída V2.

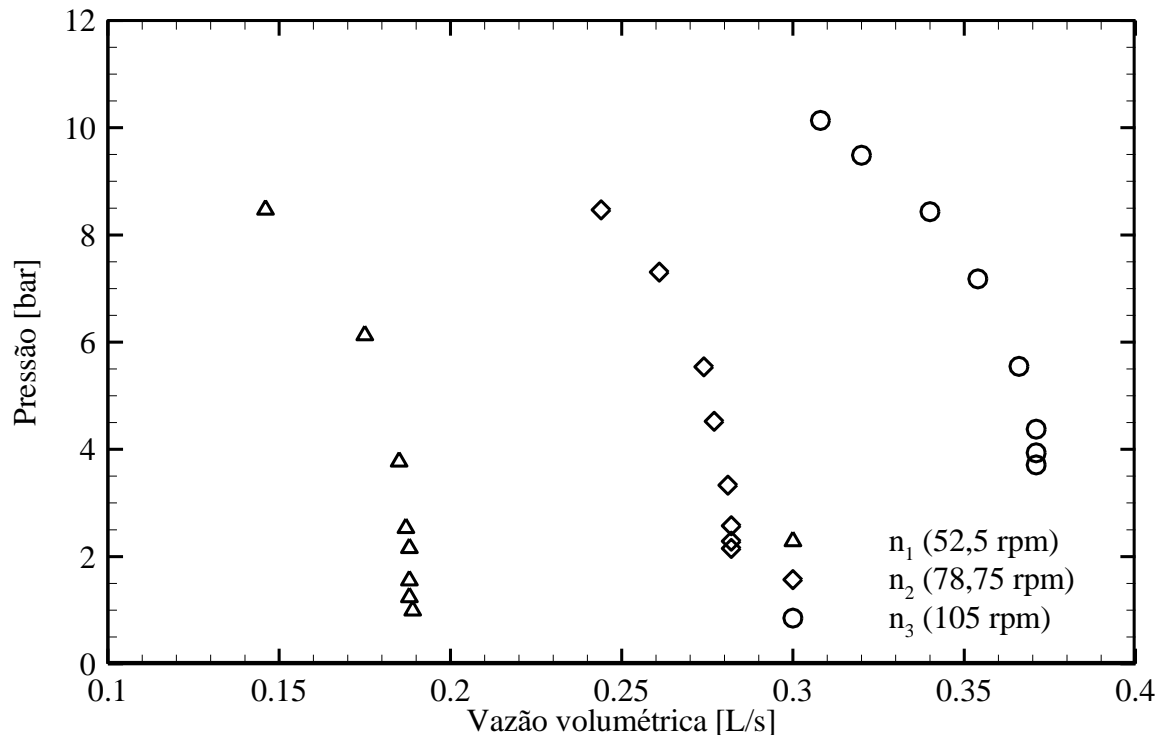


Figura A.3 – Curvas características da bomba helicoidal para três rotações do motor da bomba elaboradas com água – medição do sensor P1 em função da vazão volumétrica medida pelo medidor de vazão coriolis.

Da Figura A.3, observa-se que a vazão não é constante com o aumento da pressão (e do estrangulamento na linha). Logo, pode-se afirmar que, quando a tubulação é estrangulada, ocorrem perdas de vazão em relação ao escoamento sem restrição no diâmetro da tubulação, com a rotação da bomba mantida constante. Portanto, considerando a vazão na linha sem estrangulamento como a ideal (ou seja, com a válvula da saída da serpentina Vm1 totalmente aberta), as eficiências volumétricas foram calculadas a partir dos resultados dos testes da curva da bomba, simplesmente dividindo cada vazão medida com algum estrangulamento de Vm1 (vazão real) pela vazão medida com Vm1 totalmente aberta (vazão de referência). Estes valores de eficiência foram plotados em função da pressão da saída da bomba, como mostrado na imagem a seguir.

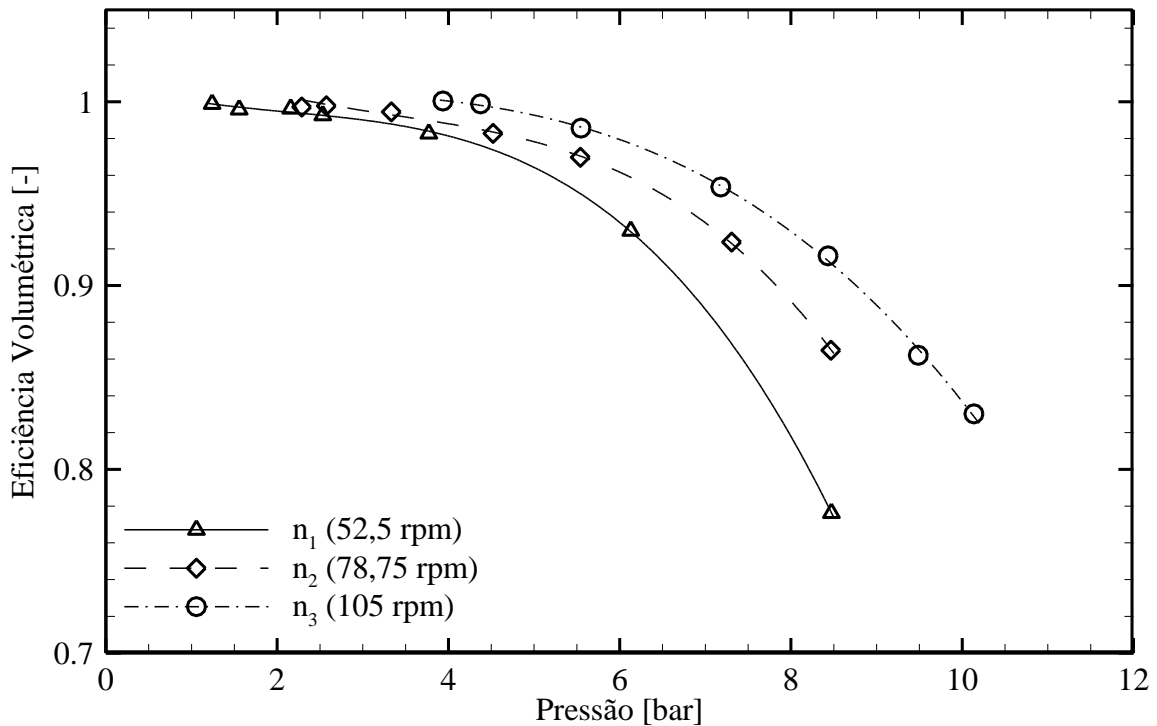


Figura A.4 – Curvas de eficiência volumétrica da bomba em função do aumento da pressão de descarga medida pelo sensor P1, durante testes com água a três rotações do motor listadas.

Da Figura A.4, pode-se afirmar que a eficiência da bomba com a água aumenta de acordo com a rotação do motor para mesmos valores de pressão. Considerando que o motor da bomba opera a n_3 (curva de maior eficiência), nota-se que a eficiência começa a cair significativamente após uma pressão aproximada de 5 bar. Nota-se que, para altas pressões de descarga, são observadas perdas de vazão de até 23% quando comparado ao caso de circulação do fluido sem estrangulamento na serpentina.

As curvas características da bomba com glicerina, que mostram os valores de pressão em função da vazão medida para as três rotações do motor da bomba, são mostradas na Figura A.5. A Figura A.6 mostra as respectivas curvas de eficiência volumétrica da bomba em função das pressões de escoamento. Para elaborar as curvas de eficiência volumétrica a rotação constante do motor da bomba, as vazões medidas durante a circulação de fluido com a serpentina estrangulada por V_{m1} foram divididas pela vazão medida com V_{m1} totalmente aberta (sem estrangulamento).

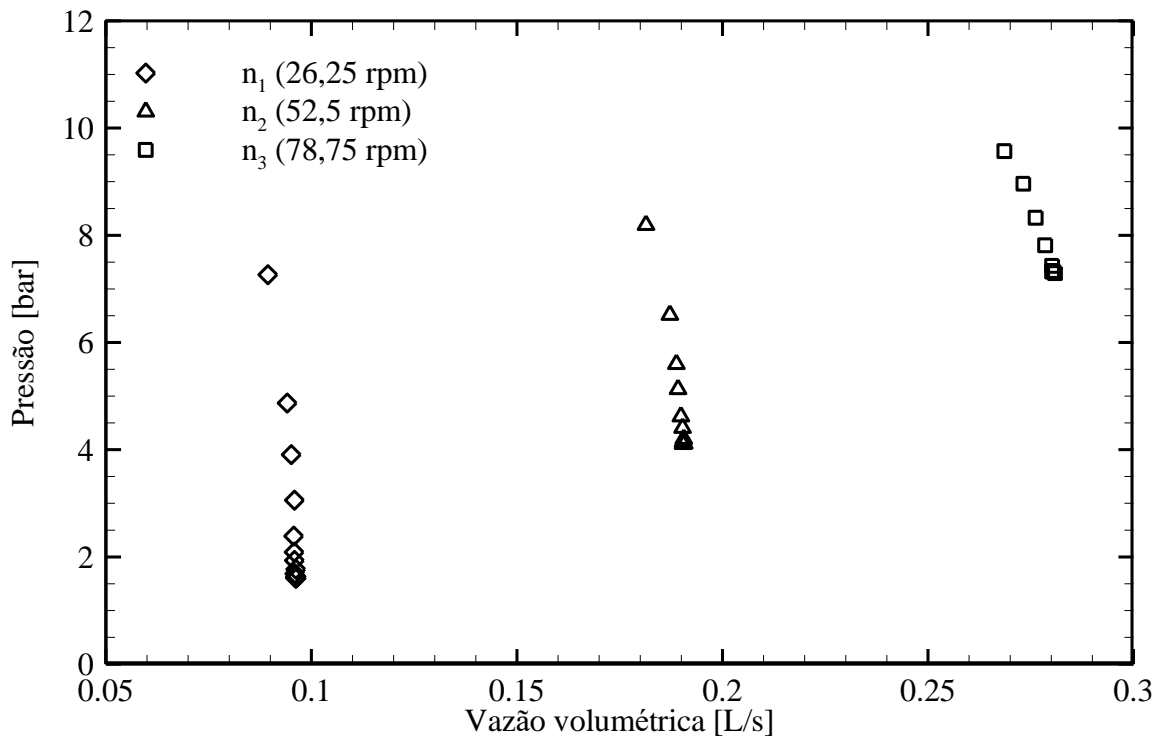


Figura A.5 – Curvas características da bomba para a solução de glicerina a 15°C, utilizando três diferentes rotações do motor da bomba – medição do sensor P1 em função da vazão volumétrica medida pelo medidor de vazão coriolis.

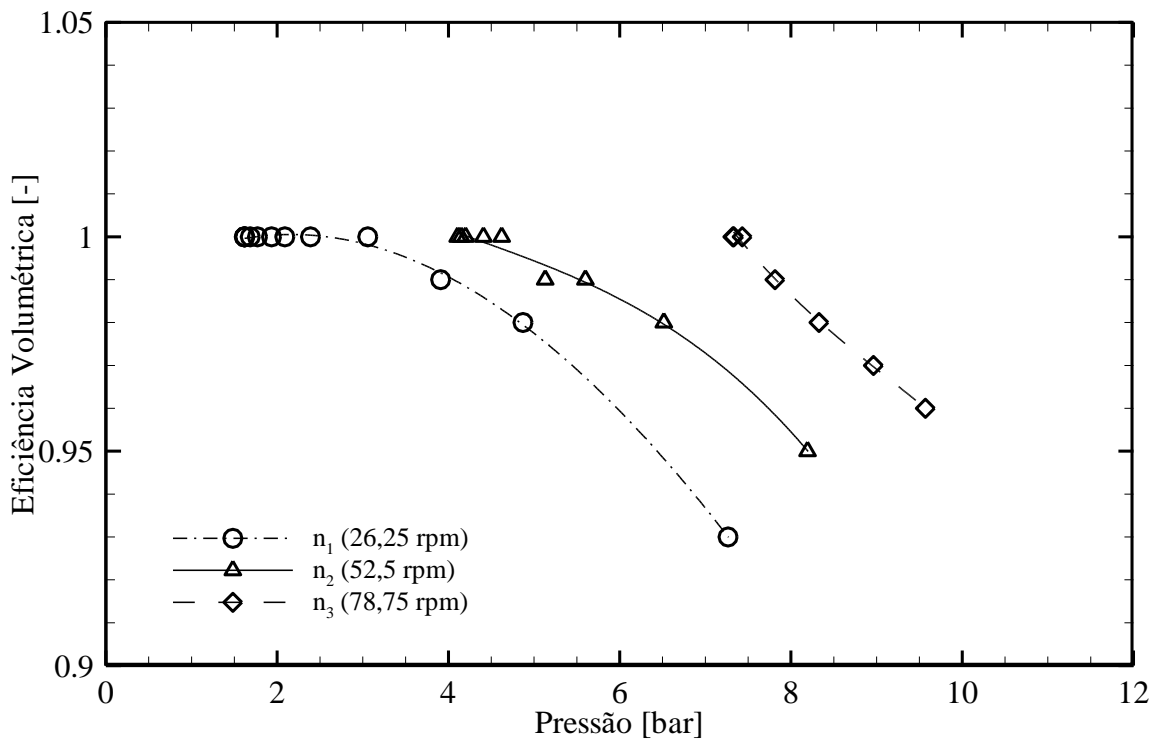


Figura A.6 – Curvas de eficiência volumétrica da bomba em função do aumento da pressão de de descarga medida pelo sensor P1, durante testes com solução de glicerina a três rotações do motor listadas.

Pela observação da Figura A.5, nota-se que não há perdas significantes de vazão da bomba apenas a pressões superiores a aproximadamente 7 bar. A análise da Figura A.6 permite quantificar a perda de vazão da bomba em função da pressão. Nota-se que com a glicerina as perdas de vazão em função do aumento da pressão de escoamento não passam de 10%, indicando que a bomba é mais adequada para o bombeamento da glicerina do que água, com a qual as curvas mostravam perdas de vazão próximas de 20%. Por fim, a Figura A.7 mostra uma comparação entre as curvas características confeccionadas para a bomba com água e glicerina, utilizando rotações do motor da bomba de 52,5 rpm e 78,75 rpm.

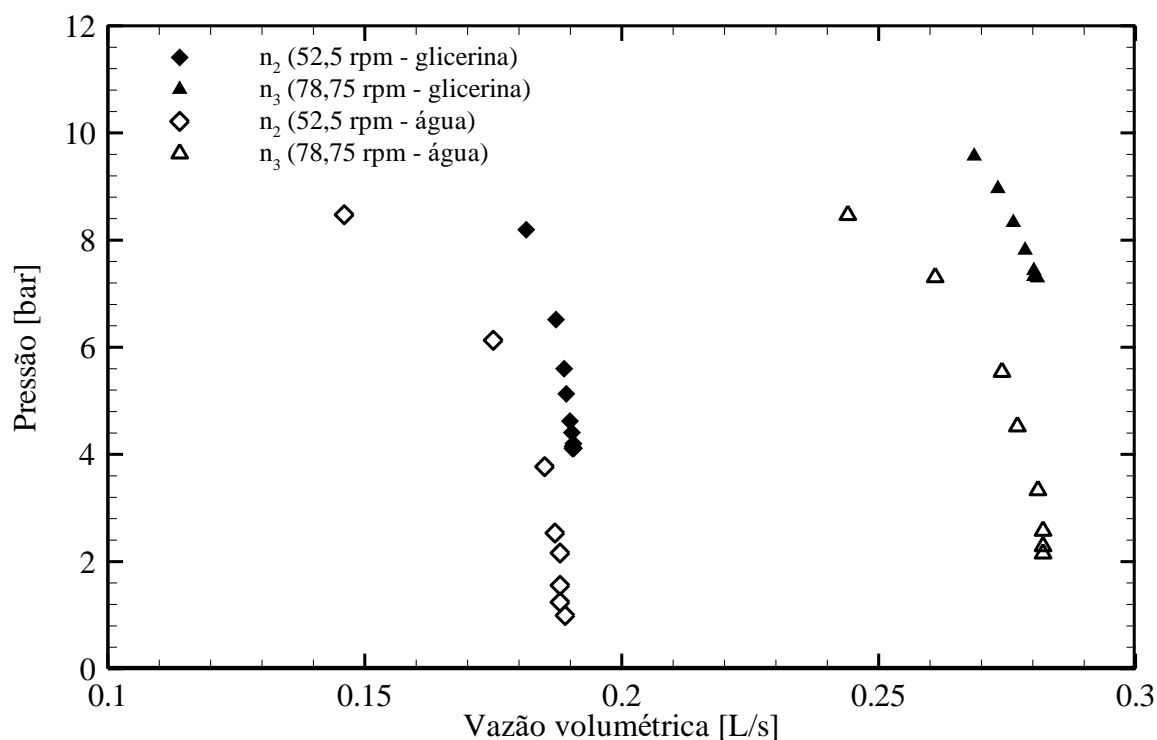


Figura A.7 – Comparação entre as curvas características da bomba helicoidal utilizando água e glicerina – medição do sensor P1 em função da vazão volumétrica medida pelo medidor de vazão coriolis.

Na Figura A.7 nota-se que as perdas de vazão a altas pressões são consideravelmente maiores durante o escoamento da água do que da glicerina. Para a rotação n₂, a perda de vazão para o escoamento com glicerina a 8,2 bar em P1 é de 4,9%, quando comparado ao escoamento da glicerina sem restrição na válvula Vm1. No entanto, durante o escoamento de água a uma pressão de 8,5 bar, a perda de vazão é de 13,3% quando comparado ao escoamento sem restrição. Considerando agora a rotação n₃, a perda de vazão para o escoamento com glicerina a 7,3 bar é de 0,1%, quando comparado ao escoamento sem restrição. Por sua vez, a perda

relativa de vazão para a água escoando a uma pressão de 7,2 bar em P1 é de 4,1%. De acordo com os resultados da Figura A.6, afirma-se que a bomba helicoidal de fato apresenta maior eficiência quando bombeia fluidos mais viscosos como a glicerina, como foi argumentado no Capítulo 4. O que acontece é o oposto do comportamento de uma bomba centrífuga, por exemplo, que apresenta perdas de eficiência quando bombeia fluidos de alta viscosidade. Entretanto, é importante notar que se a viscosidade do fluido for muito alta, além da especificação da bomba, ocorrerão perdas de eficiência pois a rotação do motor da bomba será menor do que no bombeamento de um fluido de menor viscosidade, mas dentro das especificações.

APÊNDICE B – ELABORAÇÃO DOS FLUIDOS DE TRABALHO

B.1 Solução aquosa de glicerina

B.1.1 Definição do percentual de diluição

A seguir é detalhado o processo de elaboração da solução de glicerina. Inicialmente a viscosidade da solução deve ser definida para evitar pressões excessivas no sistema hidráulico. O processo de definição da glicerina para os experimentos foi então iniciado pela pesquisa sobre as propriedades da glicerina. O documento *Physical Properties of Glycerine and its Solutions* (1963) mostra os valores da massa específica ρ e da viscosidade dinâmica μ em função da temperatura para vários percentuais em massa de glicerina dissolvida em água. Entretanto, a tabela não contém os valores de massa específica e viscosidade para as temperaturas de 5°C, 15°C e 25°C empregadas nos experimentos de curva característica da bomba e transmissão de pressão. Portanto, uma equação que representa a viscosidade em função da temperatura e também uma equação representativa da massa específica em função da temperatura foram ajustadas para os dados tabelados de soluções de 100% a 70% de glicerina em massa, de modo a estimar as massas específicas e viscosidades faltantes. O ajuste foi feito com o *software* de ajuste numérico *LabFit*.

$$\mu_{ajuste} = \rho_{ajuste} = K_1 e^{(K_2 T + K_3 \sqrt{T})} \quad (B.1)$$

onde T é a temperatura do escoamento, K_1 , K_2 e K_3 são constantes resultantes do ajuste, mostradas na Tabela B.1. O máximo desvio percentual absoluto entre os valores de ρ e μ tabelados e ajustados pela Equação (B.1) resultou em 1,1%, indicando um excelente ajuste entre valores do documento de referência e calculados. Nota-se que a equação ajustada para os valores de massa específica e viscosidade é, coincidentemente, a mesma, e apenas os valores das constantes K_1 , K_2 e K_3 são diferentes para cada equação.

Tabela B.1 - Constantes empregadas na Equação (B.1) em função de μ_{ajuste} e ρ_{ajuste}

Constante	μ_{ajuste}	ρ_{ajuste}
K_1	0,255000	1219,600000
K_2	-0,044128	-0,000544
K_3	-0,126220	0,000375

O emprego da Equação (B.1) em função das temperaturas desejadas 5°C, 15°C e 25°C resultou em valores calculados para as massas específicas e viscosidades para cada mistura em função das temperaturas. A Tabela B.2 é resultante dos valores tabelados do documento Physical Properties of Glycerine and its Solutions (1963) e também do emprego da Equação (B.1), ou seja, contém os valores da referência (0°C, 10°C, 20°C e 30°C) e valores ajustados (5°C, 15°C e 25°C) para de viscosidade e massa específica de soluções aquosas de glicerina de 100% em massa a 70% em massa.

Tabela B.2 - Dados de massa específica e viscosidade de soluções aquosas de glicerina

100% m Glicerina			90% m Glicerina			80% m Glicerina			70% m Glicerina		
T [°C]	μ [Pa.s]	ρ [kg/m ³]	T [°C]	μ [Pa.s]	ρ [kg/m ³]	T [°C]	μ [Pa.s]	ρ [kg/m ³]	T [°C]	μ [Pa.s]	ρ [kg/m ³]
0	12,070	1273,00	0	1,310	1246,83	0	0,255	1219,62	0	0,076	1192,00
5	6,819	1270,00	5	0,792	1244,11	5	0,154	1217,30	5	0,053	1189,80
10	3,900	1267,00	10	0,498	1241,24	10	0,110	1214,40	10	0,039	1187,01
15	2,291	1264,00	15	0,325	1238,25	15	0,081	1211,40	15	0,029	1184,10
20	1,410	1261,00	20	0,219	1235,10	20	0,060	1208,50	20	0,023	1181,25
25	0,897	1258,00	25	0,152	1231,97	25	0,045	1205,40	25	0,018	1178,20
30	0,612	1255,00	30	0,109	1228,65	30	0,034	1202,31	30	0,014	1175,19

De acordo com o que foi mostrado na Tabela B.2, os valores de viscosidade para a glicerina pura (100%) foram considerados excessivamente altos para experimentos com o aparato experimental apresentado. Logo, foi decidido que a glicerina deveria ser diluída em água. Portanto, para definir o percentual de diluição da glicerina para os testes, foi calculado a perda de carga na serpentina para três valores de rotação da bomba: 52,5 rpm, 78,75 rpm e 105 rpm. A equação que calcula a perda de carga em uma tubulação é mostrada a seguir:

$$\Delta P = f \frac{\rho V^2 L_s}{2D_{méd}} \quad (B.2)$$

onde f é o fator de atrito, L é o comprimento da tubulação, $D_{méd}$ é o diâmetro interno médio da serpentina, ρ é a massa específica do fluido e V é a velocidade média do escoamento. O fator de atrito de Darcy para fluido newtoniano e escoamento laminar é dado por:

$$f = \frac{64}{Re} \quad (B.3)$$

onde Re é o número de Reynolds. Como estes cálculos possuem apenas a função de apenas estimar as perdas de carga e o Re do escoamento, não foi considerado o efeito da geometria da serpentina no fator de atrito em escoamento laminar, ou seja, a tubulação foi adotada como reta. Introduzindo o fator de atrito na Equação (B.2) e simplificando, tem-se a equação para a perda de carga:

$$\Delta P = \frac{32\mu VL_s}{D_{méd}^2} \quad (B.4)$$

Lembrando que a equação para o número de Reynolds considerando um regime laminar considerando um tubo reto é:

$$Re \leq 2300 \quad (B.5)$$

Os valores de V são calculados utilizando as vazões nominais para as três rotações listadas anteriormente, e dividindo estes valores de vazão pela área da tubulação do aparato experimental. Os valores das velocidades de escoamento resultantes são os seguintes: 0,585 m/s ($n_1 = 52,5$ rpm), 0,883 m/s ($n_2 = 78,75$ rpm) e 1,163 m/s ($n_1 = 105$ rpm). As viscosidades utilizadas no cálculo da perda de carga são os valores da Tabela B.2. A Figura B.1 mostra os valores de perda de carga calculados para soluções de 90%, 80% e 70% de massa de glicerina diluída em água para cada rotação aplicada ao motor da bomba, em função da temperatura. Os valores de Re para as mesmas soluções de glicerina, consideradas as mesmas rotações do motor da bomba da Figura B.1, são mostrados na Figura B.2.

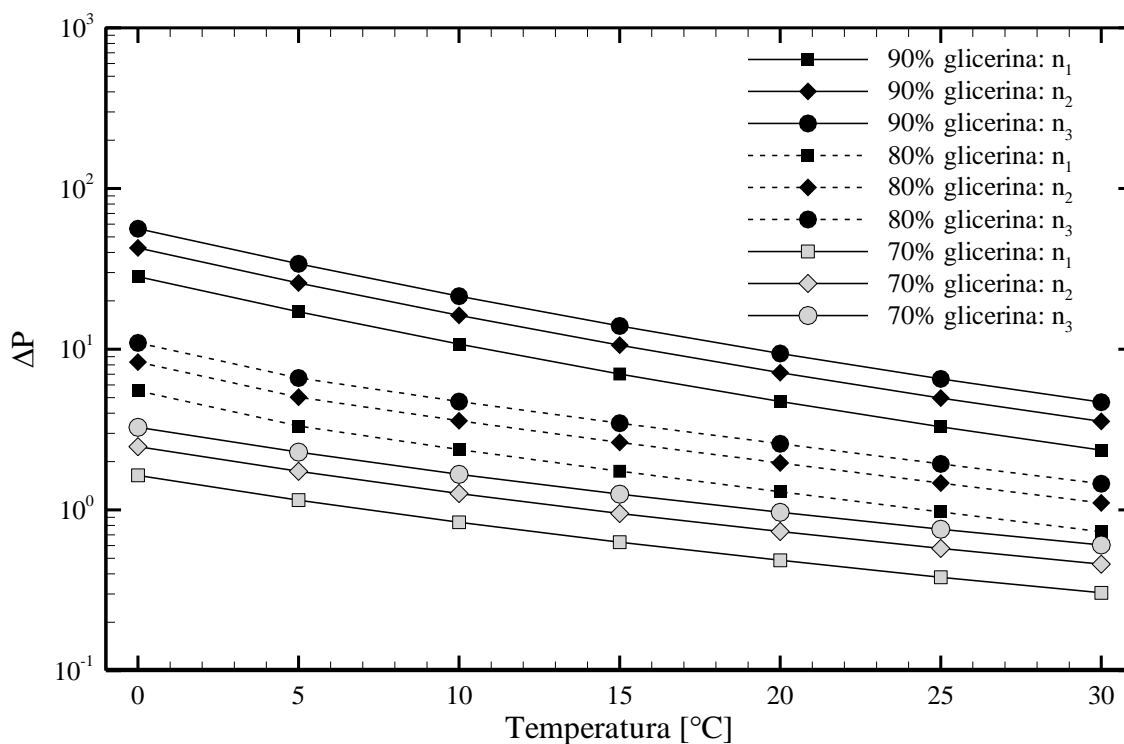


Figura B.1 – Perda de carga em função da temperatura para escoamento de soluções de glicerina de 90%, 80% e 70% em massa a três diferentes rotações do motor da bomba

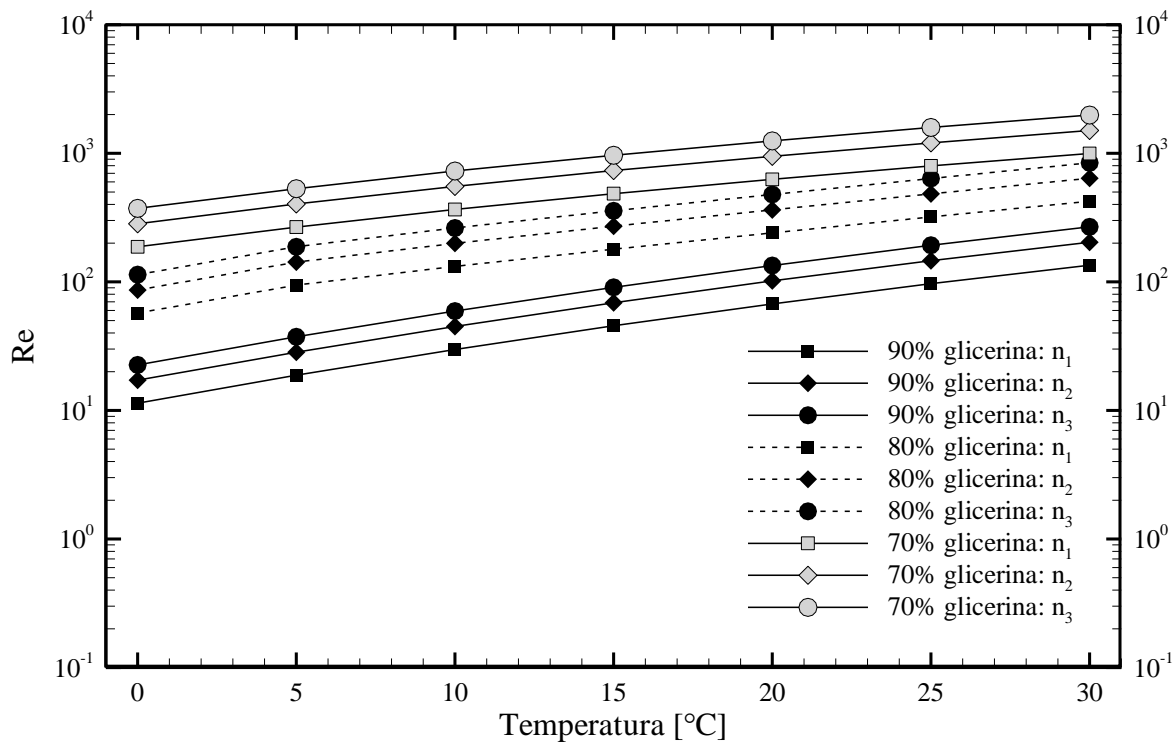


Figura B.2 – Número de Reynolds em função da temperatura para escoamento de soluções de glicerina de 90%, 80% e 70% em massa a três diferentes rotações do motor da bomba

Observando os valores de ΔP para a solução de 80% de glicerina em peso, nota-se que esta é a mistura mais apropriada para os testes, já que os valores calculados se encontram no intervalo de funcionamento da bomba (0 a 12 bar) e dos transdutores de pressão (0 a 16 bar). Além disso, utilizando a mistura com 80% de glicerina é possível trabalhar com o fluido a viscosidades bastante altas, como 154 cP a 5°C, mas com perdas de carga que estão dentro dos intervalos de operação. Os valores de ΔP para a solução de 70% de glicerina também estão dentro dos intervalos de operação mostrados, mas são consideravelmente mais baixos. Por fim, a Figura B.2 mostra que durante a circulação de glicerina na serpentina, o escoamento será de fato laminar, já que todos os valores de Re calculados resultaram inferiores a 1000. Logo, foi decidido empregar uma solução de 80% de massa de glicerina para 20% de massa de água.

B.1.2 Elaboração da mistura e medição da viscosidade

Definido o percentual de massa de glicerina na solução aquosa, o fluido de testes foi preparado uso no aparato experimental. Para elaborar a solução em massa, uma balança de precisão foi utilizada para pesar a glicerina e a água utilizadas. Considerando a massa específica da glicerina como aproximadamente 1261 kg/m³, 35 L de glicerina pesaram aproximadamente 44,4 kg. Para esta massa de glicerina, foram necessários aproximadamente 10,9 L de água, de massa específica de 1000 kg/m³ para que a solução resultante atingisse 80% de glicerina em massa. Portanto, aproximadamente 35 L de glicerina bidestilada (pura) foi diluída em 10,9 L de água comum no reservatório da unidade experimental. A solução foi agitada durante 2 h utilizando o motor agitador do reservatório. Considerando que a glicerina é um líquido solúvel em água, este tempo de mistura se mostrou suficiente, como pode ser visto pela repetibilidade dos testes experimentais no Capítulo 4. Após isto, a bomba foi ligada e o fluido foi circulado pela serpentina por mais 1 h para garantir a homogeneidade. Preparada a mistura, uma amostra de 50 ml foi coletada para posterior medição de viscosidade em um viscosímetro presente nas dependências do laboratório do CERNN.

Como a solução de glicerina em água é um fluido newtoniano, não há a necessidade de usar um reômetro para medir a sua viscosidade, que é dependente apenas da temperatura nas condições dos experimentos propostos. Logo, o Viscosímetro HVDV II+Pro, da empresa Brookfield Engineering, foi empregado para medir a viscosidade da amostra de solução aquosa de glicerina. Este viscosímetro possui faixa de medição de viscosidades de 1 a 2000 cp. O rotor

cilíndrico utilizado no experimento é chamado de rotor ULA e sua faixa de operação é de 0 a 600 rpm. Durante o experimento, o rotor é posicionado dentro de um cilindro de tal maneira que ambas as geometrias estejam concêntricas. O cilindro externo e a estrutura que o fixa ao viscosímetro é chamada de adaptador ULA. O rotor da geometria ULA possui raio $R_i = 12,6$ mm e comprimento $L = 92,4$ mm, e o cilindro externo do adaptador possui raio equivalente a $R_o = 13,8$ mm.

Inicialmente, a geometria ULA, junto com o adaptador, é instalada no viscosímetro. Em seguida, 16 ml da amostra (volume máximo permitido pela geometria) são inseridos utilizando uma seringa. Então, o equipamento de banho térmico RTE-111 da empresa Neslab é acionado para estabilizar a temperatura da amostra em 5°C, 15°C ou 25°C. O banho térmico possui uma bomba que circula água a uma temperatura constante por uma tubulação até o adaptador ULA, e por outra tubulação que liga o adaptador ao banho. Este processo de troca de calor pela água do banho térmico faz com que a amostra atinja a temperatura desejada rapidamente.

O dado de entrada para o funcionamento do viscosímetro é a rotação do cilindro interno, ou a taxa de cisalhamento do fluido. Imposta a rotação, o viscosímetro mede o torque necessário para movimentar o rotor imerso na solução de glicerina. A partir da medição do torque, das dimensões da geometria ULA e da rotação (ou taxa de cisalhamento) imposta, a viscosidade dinâmica do fluido é calculada a partir da seguinte equação:

$$\mu = \frac{(R_o^2 - R_i^2)M}{4\pi^2 R_o^2 R_i^2 L_{ULA} \omega} \quad (\text{B.6})$$

onde M é o torque medido, ω é a velocidade angular do rotor, R_i é o raio do rotor, R_o é o raio do cilindro externo, e L_{ULA} é a altura dos cilindros. A Equação (B.6) é resultante da simplificação das equações de Navier-Stokes para o caso de escoamento laminar de um fluido newtoniano entre cilindros concêntricos, considerando que apenas o cilindro interno, ou rotor, se move. Vale notar que o erro da medição da viscosidade é menor quando o torque se aproxima de 100%. Então, deve se impor uma faixa crescente de rotações ao equipamento até que o valor do torque esteja o mais próximo possível de 100%. Ou seja, quanto mais próximo o torque estiver do máximo do sensor, menor a incerteza de medição da viscosidade. Os valores das viscosidades medidas da solução da glicerina nas três temperaturas especificadas são mostradas na Figura B.3.

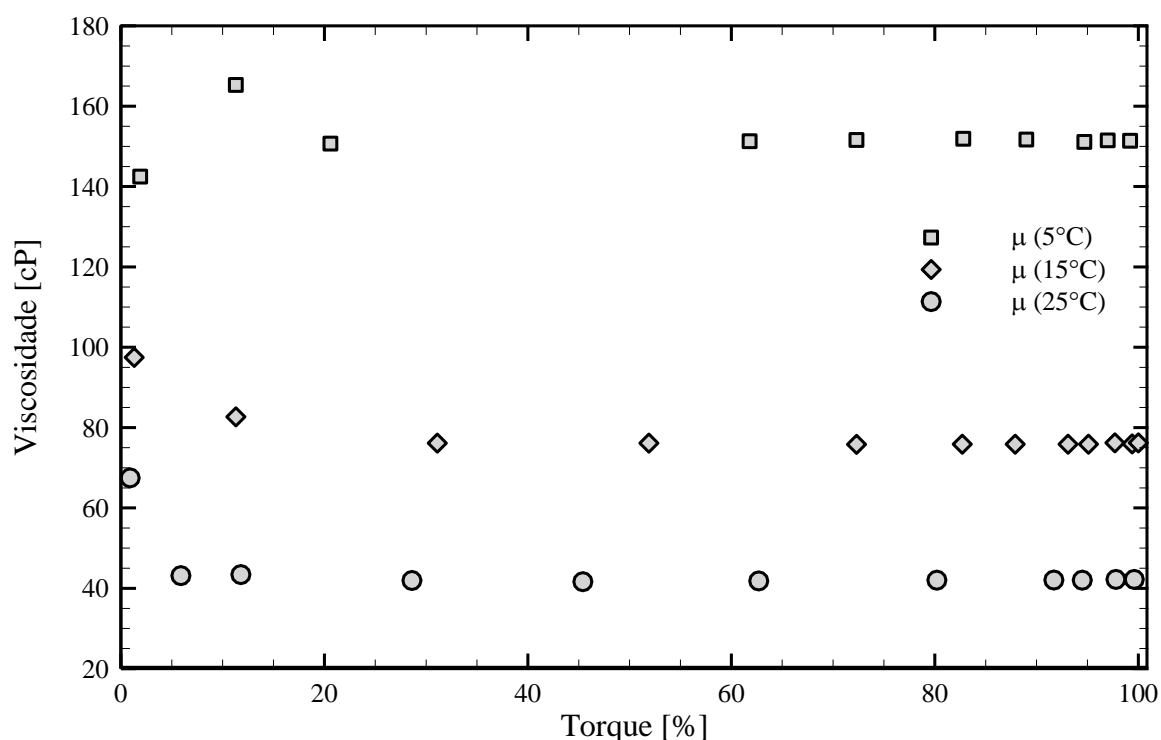


Figura B.3 – Viscosidades medidas da solução de glicerina em função do torque, para experimentos nas temperaturas de 5°C, 15°C e 25°C

Nota-se que, para os valores de viscosidade com torque próximo de 100%, ou seja, os últimos valores medidos para cada temperatura, a diferença percentual entre os valores medidos e tabelados varia de -6,2% a -1,8%. Isto mostra boa concordância entre os valores de viscosidade medidos e tabelados. Conclui-se, com os resultados encontrados, que a viscosidade da solução de glicerina preparada para os experimentos, nas temperaturas de 5°C, 15°C e 25°C são de 151,4 cP, 76,22 cP e 42,22 cP (ou 0,151 Pa.s, 0,076 Pa.s e 0,042 Pa.s), respectivamente.

B.2 Solução aquosa de Carbopol

Inicialmente foi pensado em elaborar o fluido de trabalho pela diluição do polímero em água destilada, e pela subsequente neutralização da solução resultante com NaOH. Entretanto, a elaboração de uma solução estável de Carbopol a partir da diluição do polímero no estado sólido em água é bastante demorada e difícil e de ser realizada nas quantidades necessárias para o emprego na unidade experimental, de aproximadamente 50 L. Logo, optou-se por utilizar gel clínico da empresa RMC, que é empregado na realização de ultrassons na área médica. Este

fluido é composto de polímero carboxivinílico (ou Carbopol), imidazolidil, uréia, metil parabeno, 2 amino, 2 metil, 1 propanol e água deionizada. O gel clínico pode ser adquirido em quantidades de 5 kg e é produzido em escala industrial com boa consistência entre os lotes, o que resulta em um fluido de trabalho supostamente mais estável e com um processo de elaboração menos trabalhoso.

Como o gel clínico possui viscosidade elevada, o que poderia impedir o funcionamento da bomba hidráulica devido a limitações de pressão máxima, soluções com concentrações de 90%, 70% e 50% de gel clínico foram elaboradas com o objetivo de encontrar um gel com viscosidade adequada para a unidade experimental. As amostras de 100% de gel clínico foram elaboradas no dia 25/09/2016. As curvas de escoamento das amostras com diferentes concentrações foram então levantadas com o reômetro DHR-3 da TA Instruments. Os testes reométricos foram realizados impondo diferentes patamares de taxa de cisalhamento no fluido. De modo a evitar deslizamento nas paredes durante os testes, a geometria de placas paralelas ranhuradas com 40 mm de diâmetro foram utilizadas. O teste de patamar de taxas é iniciado pela introdução da amostra entre as duas placas paralelas para que seja feita a estabilização das temperaturas. Em seguida, o fluido é cisalhado pela placa superior a uma taxa de deformação constante durante um certo intervalo de tempo até o regime permanente seja atingido. Durante o cisalhamento são medidos os valores de taxa de deformação e torque. Por fim, repete-se o teste para os outros valores de taxa de cisalhamento planejados. Com os valores de taxa de cisalhamento e torque, calcula-se o valor da tensão de cisalhamento para cada valor de taxa. Os resultados dos testes de patamar de taxa de deformação para o gel condutor puro (100%) do teste são mostrados na Tabela B.3

Tabela B.3 – Patamares de taxa de deformação e tensão de cisalhamento aparente média calculados pelo reômetro, utilizando gel condutor puro (100%).

$\dot{\gamma}_{média}$ [s ⁻¹]	$\tau_{média}$ [Pa]
0,010	80,868
0,050	87,098
0,100	90,921
0,500	99,240
1,000	104,977
5,000	125,474
10,000	139,410
50,001	192,889
100,002	231,211
499,987	383,954

O *software* do reômetro calcula a tensão de cisalhamento pela seguinte equação:

$$\tau = \frac{2M}{\pi R_{pp}^3} \quad (\text{B.7})$$

onde M é o torque medido pelo reômetro, e R_{pp} é o raio das placas paralelas. Esta relação assume que o torque independe da taxa de cisalhamento, como acontece para fluidos newtonianos. Entretanto, isto não é válido para fluidos não newtonianos, e a tensão de cisalhamento calculada pela Equação (B.7) é chamada de tensão de cisalhamento aparente, cujo valor é utilizado pelo *software* do reômetro para calcular a viscosidade aparente do fluido. Logo, para que a curva de escoamento do fluido possa ser obtida, a tensão aparente deve ser corrigida pela seguinte equação (MACOSKO, 1994):

$$\tau = \frac{M}{2\pi R_{pp}^3} \left[3 + \frac{d \ln M}{d \ln \dot{\gamma}} \right] \quad (\text{B.8})$$

Uma equação da forma $\ln M = A(\ln \dot{\gamma})^2 + B(\ln \dot{\gamma}) + C$ é ajustada com os dados de torque e taxa de cisalhamento medidos pelo reômetro. O ajuste é comparado com as medições de torque e taxa de cisalhamento na Figura B.4. As constantes do ajuste mostrado são as seguintes: $A = 0,015$; $B = 0,110$ e $C = -6,647$. Em seguida, a derivada $d \ln M / d \ln \dot{\gamma}$ é calculada para cada valor medido de $\dot{\gamma}$ e substituída na Equação (B.8). As curvas de escoamento e viscosidade aparente resultantes são mostradas na Figura B.5. Nota-se que os valores de viscosidade aparente do fluido são significativamente maiores do que a viscosidade da solução de glicerina a 15°C.

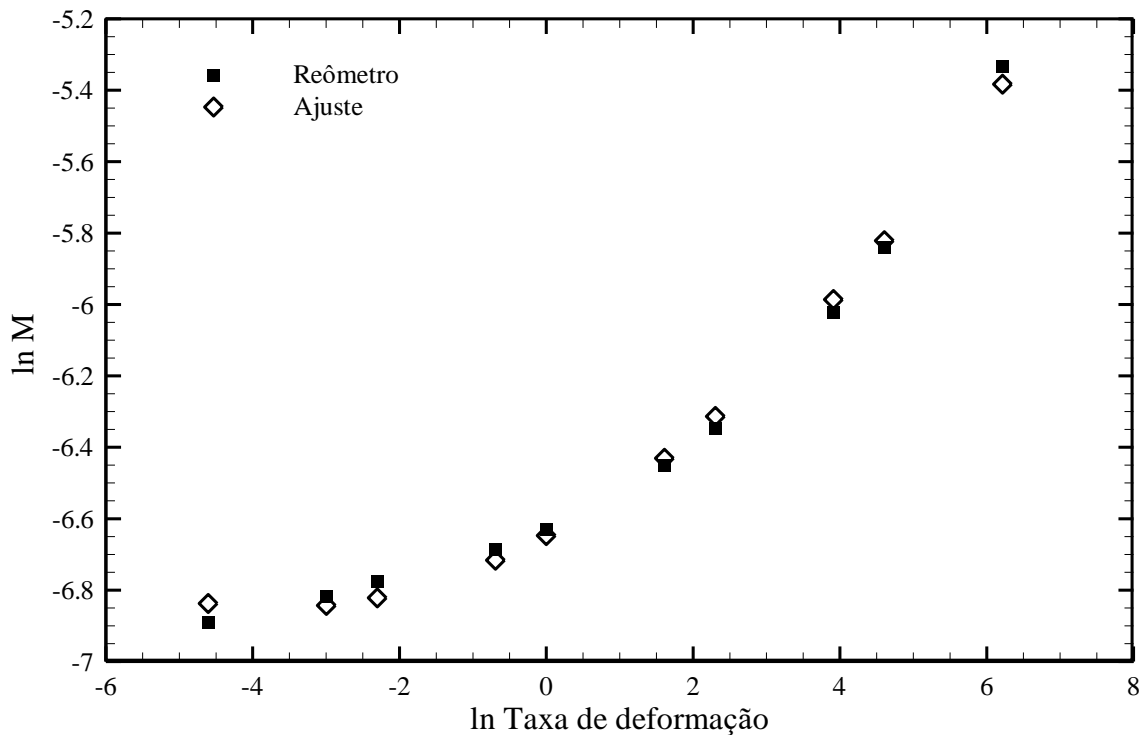


Figura B.4 – Ajuste de equação na forma de $\ln M = A(\ln \dot{\gamma})^2 + B(\ln \dot{\gamma}) + C$ aos dados do reômetro para torque medido e patamar de taxa de cisalhamento para a amostra de concentração de 100% de Carbopol a 15°C.

Com a curva de escoamento, é possível estimar o gradiente de pressão mínimo necessário para o escoamento do gel de Carbopol na serpentina da unidade experimental, utilizando a Equação (2.7) rearranjada:

$$\Delta P = \frac{4L\tau_w}{D} \quad (\text{B.9})$$

Considerando que a tensão limite de escoamento da solução com 100% de concentração de Carbopol corresponde ao menor valor medido de tensão a $0,01 \text{ s}^{-1}$, a máxima tensão na parede necessária ao reinício do escoamento é de 60,1 Pa. Utilizando este valor em τ_w na Equação (B.9), calcula-se um valor de ΔP igual a 5,7 bar. Considerando que o medidor de vazões e as válvulas instalados na serpentina podem aumentar ainda mais esta perda de carga, este valor calculado foi considerado bastante alto. Além disso, com este valor é correspondente a 15°C, as pressões de escoamento do fluido a 5°C seriam ainda maiores.

Assim, foi decidido que o o gel condutor deveria ser diluído em água. Para decidir o percentual de diluição do fluido de trabalho, a Equação (B.9) foi empregada para calcular a mínima perda de carga necessária para o escoamento das soluções de gel condutor nas concentrações de 90%, 70% e 50%. Após feitos os cálculos, a perda de carga mínima necessária

para o escoamento da solução de 70% de gel, considerando a menor tensão mostrada pela curva de escoamento ($\tau_w = 15,4 Pa$) como uma estimativa da tensão limite de escoamento, resultou em 1,45 bar a 15°C. Este valor de perda de carga inicial foi considerado como aceitável para a realização dos testes, pois é quase 9 vezes menor do que o limite máximo de pressão da bomba. Portanto, a concentração adotada para os experimentos foi de 70% de gel clínico e 30% de água. O procedimento de correção da tensão de cisalhamento medida pelo reômetro também foi empregado na correção dos resultados para os testes reométricos com a amostra de concentração de 70% de Carbopol. A Figura B.5 compara as curvas de escoamento e viscosidade aparente para as soluções de 100% e 70% de concentração de Carbopol, após feitas as correções das tensões para a geometria placa-placa em função da taxa de deformação. Como estes testes foram usados apenas para estimar o percentual de diluição do gel de Carbopol, apenas uma medição foi feita para cada amostra.

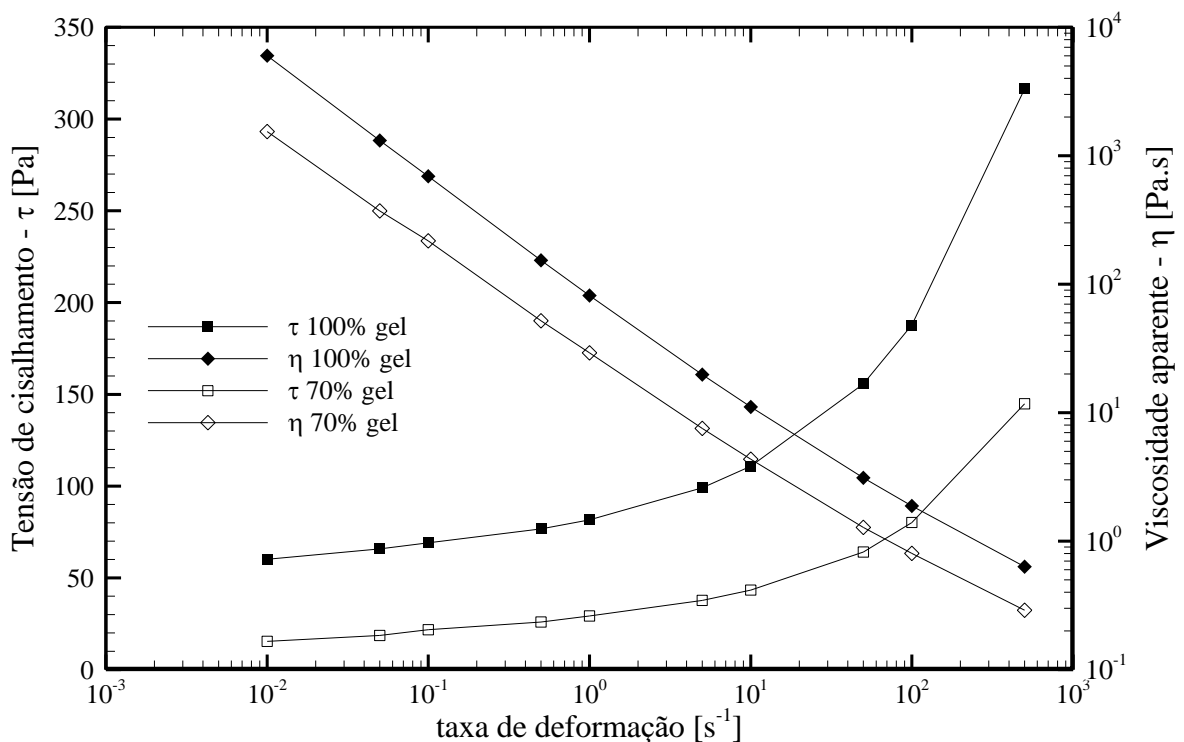


Figura B.5 – Curvas de escoamento para as amostras preliminares do fluido de trabalho: 100% e 70% de gel condutor – amostra elaborada no dia 25/09/2016 a 15°C.

Após esta etapa de definição do fluido de trabalho, foram elaborados três lotes de 20L de solução de 70% de gel e 30% de água destilada para uso no aparato experimental. Cada lote foi agitado por aproximadamente 15 minutos antes de serem armazenados em recipientes de

plástico para posterior transporte à unidade experimental. Durante a transferência do fluido dos recipientes de plástico ao reservatório da unidade experimental, ocorreram algumas perdas resultante da aderência às paredes. Após o preenchimento do reservatório, uma solução bactericida foi adicionada para evitar a proliferação de microrganismos no fluido de trabalho. O fluido foi misturado no reservatório durante aproximadamente três horas, por meio da agitação do misturador no reservatório e pela circulação do fluido pelas tubulações da unidade experimental, com todas as válvulas totalmente abertas. Como não havia como garantir que as propriedades reológicas medidas para a amostra de 70% sejam iguais às propriedades reológicas do lote de fluido armazenado no reservatório, os testes de curva de escoamento foram repetidos para amostras de fluido da unidade experimental.

APÊNDICE C – INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA HELICOIDAL DA SERPENTINA

C.1 Escoamento em tubulações helicoidais de seção transversal circular

O escoamento em tubos helicoidais possui diferenças significativas em relação ao escoamento em tubos retos. Muitos pesquisadores (Ali, 2000; Jayakumar, 2012) afirmam que a queda de pressão causada por um fluido que escoar por uma tubulação helicoidal é maior que a queda de pressão causada pelo escoamento do mesmo fluido por uma tubulação reta, a uma mesma vazão. Por causa do formato helicoidal, o escoamento também está submetido a uma força centrífuga constante, pois o raio do helicoide também é constante. Esta força centrífuga, a altas vazões, acaba alterando o perfil de velocidades do fluido após o desenvolvimento do escoamento, quando comparado com o escoamento plenamente desenvolvido em tubos retos. Esta força centrífuga é a causa de escoamento secundário em tubos helicoidais, particularmente a altas vazões. (Ghobadi e Muzychka, 2015).

Outro aspecto importante do escoamento em tubos helicoidais é que o escoamento permanece laminar mesmo em altos números de Reynolds, resultando em um número Reynolds crítico de transição (Re_{crit}) mais alto que em tubos retos. Este maior Re_{crit} também é consequência do escoamento secundário causado pela curvatura da tubulação (Ghobadi e Muzychka, 2015). A torção do tubo helicoidal, por outro lado, atua na diminuição do Re_{crit} . Logo, é consideravelmente mais desafiador determinar o Re_{crit} para tubos helicoidais. Ali (2000) e revisões de correlações no trabalho de Ghobadi e Muzychka (2015) reportam que o Re_{crit} é da ordem de 10000, ou seja, quase 5 vezes maior que Re_{crit} para tubos retos.

Considerando a maior complexidade do escoamento em tubos helicoidais, correlações para o fator de atrito para tubo helicoidal, tanto no regime laminar como no turbulento, foram desenvolvidas por diversos autores. Estas correlações geralmente aparecem na forma de uma razão entre o fator de atrito para tubo helicoidal e fator de atrito para tubo reto. Grande parte destas correlações é dependente apenas de uma variável chamada de Número de Dean (Dn),

nomeada a partir do pesquisador que realizou os primeiros estudos analíticos sobre escoamento laminar plenamente desenvolvido em tubos curvados. Dn , em particular, é função de Re , do raio de curvatura do helicoide, D_{esp} , e do diâmetro médio da tubulação, $D_{méd}$. A expressão que representa Dn é dada por (ALI, 2001):

$$Dn = \sqrt{\frac{D_{méd}}{D_{esp}}} Re \quad (C.1)$$

Definido Dn , as correlações utilizadas para o cálculo do fator de atrito na tubulação durante os testes de circulações de fluido podem ser apresentadas. As correlações de regime laminar foram empregadas em testes com as soluções aquosas de glicerina e Carbopol, pois o escoamento destes fluidos ocorre no regime laminar devido à alta viscosidade. Considerando os testes com água, os testes são realizados predominantemente no regime turbulento. A correlação utilizada para a verificação do fator de atrito é apresentada na próxima seção.

C.2 Análise do escoamento laminar na serpentina

O objetivo dos testes seguintes é verificar se o escoamento laminar da glicerina é influenciado pelo formato helicoidal da serpentina. Logo, foi realizada a circulação da solução de 80% de glicerina pela serpentina nas mesmas temperaturas de teste definidas para a água: 5°C, 15°C, 25°C. Para verificar a influência do formato helicoidal da tubulação, os valores de pressão medidos são comparados com os valores de pressão calculados pela Equação (B.2), para tubo reto de seção transversal circular. Como hipóteses para este caso, considera-se que o escoamento da solução de glicerina é laminar, incompressível e plenamente desenvolvido. Logo, utiliza-se o fator de atrito para escoamento laminar em tubo reto, dado por $f = 64/Re$. Além da equação para escoamento laminar em um tubo reto, foram utilizadas algumas correlações para escoamento laminar que são válidas para tubos helicoidais. As correlações utilizadas são apresentadas a seguir.

C.2.1 Correlações para escoamento laminar de fluidos newtonianos em tubos helicoidais

Diversas correlações para o fator de atrito considerando escoamento laminar em tubos helicoidais foram desenvolvidas ao longo dos anos. Estas correlações possuem como principal variável o Dn , que como foi visto anteriormente, é função de Re e das dimensões da tubulação helicoidal. Entretanto, muitas das correlações não são válidas para Dn muito baixos resultantes dos experimentos realizados. A Tabela C.1 resume as correlações utilizadas para o fator de atrito helicoidal válidas apenas para regime laminar. Com o valor do fator de atrito helicoidal, a Equação (B.2) é usada para calcular a perda de carga. Com a comparação dos resultados dos fatores de atrito e perdas de carga calculados com cada uma das expressões listadas, é possível estudar a influência da geometria da tubulação de testes no regime laminar.

Tabela C.1 - Correlações utilizadas para verificar o efeito da geometria helicoidal da tubulação nas medições de pressão

Referência	Expressão	Restrição	Equação
Fator de atrito de Darcy (escoamento laminar)	$f_{reto} = \frac{64}{Re}$	Tubos retos	(C.2)
Hasson, 1955	$\frac{f_{helicoidal}}{f_{reto}} = 0,556 + 0,0969\sqrt{Dn}$	$Dn > 30$	(C.3)
Ito, 1959	$\frac{f_{helicoidal}}{f_{reto}} = \frac{21,5Dn}{(1,56 + \log Dn)^{5,73}}$	$13,5 < Dn < 2000$	(C.4)
Barua, 1963	$\frac{f_{helicoidal}}{f_{reto}} = 0,0509 + 0,0918\sqrt{Dn}$	$Dn > 30$	(C.5)
Srinivasan et al, 1968	$\frac{f_{helicoidal}}{f_{reto}} = \begin{cases} 1 \rightarrow Dn < 30 \\ 0,419\sqrt{Dn} \rightarrow 30 < Dn < 300 \end{cases}$	-	(C.6)
Manlapaz e Churchill, 1980	$\frac{f_{helicoidal}}{f_{reto}} = \left[\left(1 - \frac{0,18}{[1 + (35/Dn)^2]^{0,5}} \right)^k + \left(1 + \frac{3D_{méd}}{D_{esp}} \right)^2 \left(\frac{Dn}{88,33} \right) \right]^{0,5}$	$k = \begin{cases} 2 \rightarrow Dn < 20 \\ 1 \rightarrow 20 < Dn < 40 \\ 0 \rightarrow Dn > 40 \end{cases}$	(C.7)

C.2.2 Testes de circulação da glicerina e resultados

Nesta seção é avaliado o efeito da geometria da serpentina na circulação da glicerina. Os testes foram realizados, mencionado anteriormente, com a solução aquosa de 80% de glicerina em massa a 5°C, 15°C, 25°C, em diferentes vazões (ou diferentes valores de Dn). Inicialmente a temperatura da câmara térmica (e do fluido) foi estabilizada na temperatura desejada por aproximadamente 1 h. Em seguida, uma vazão correspondente a, inicialmente, 10,5 rpm de rotação do motor da bomba é selecionada. A solução de glicerina é circulada pela serpentina a esta vazão por aproximadamente 60 s enquanto as pressões de escoamento são medidas. Após este intervalo de tempo, aumenta-se a vazão para o valor seguinte como mostrado na Tabela C.2 de acordo com a temperatura escolhida. O teste é terminado quando o fluido é circulado pela serpentina a todas as vazões previstas na Tabela C.2. Em seguida, o fator de atrito experimental é calculado rearranjando a Equação (B.2) e comparado com os fatores de atrito calculados pelas correlações da Tabela C.1. As perdas de cargas medidas e calculadas pela Equação (B.2) com os valores de fator de atrito das correlações listadas na Tabela C.1 também são comparadas.

Tabela C.2 - Parâmetros dos testes de circulação da solução de glicerina na serpentina a diferentes temperaturas.

	Rotação do motor da bomba [rpm]	V [m/s]	Dn
5°C	10,500	0,118	3,278
	21,000	0,234	6,500
	31,500	0,349	9,705
	42,000	0,464	12,903
	52,500	0,576	16,032
	63,000	0,684	19,040
	73,500	0,785	21,856
	Rotação do motor da bomba [rpm]	V [m/s]	Dn
15°C	10,500	0,118	6,430
	21,000	0,234	12,812
	31,500	0,350	19,154
	42,000	0,466	25,476
	52,500	0,580	31,714
	63,000	0,693	37,865
	73,500	0,802	43,833
	84,000	0,904	49,415
	94,500	0,999	54,593
	105,000	1,077	58,872
	Rotação do motor da bomba [rpm]	V [m/s]	Dn
25°C	10,500	0,119	11,601
	21,000	0,235	22,922
	31,500	0,351	34,239
	42,000	0,467	45,480
	52,500	0,581	56,675
	63,000	0,696	67,868
	73,500	0,808	78,720
	84,000	0,915	89,200
	94,500	1,019	99,316
	105,000	1,108	108,028

Nota-se que, a 5°C, o fluido não foi circulado a uma rotação do motor maior que 73,5 rpm pois a perda de carga estava excessivamente alta, com o valor da pressão medida pelo transdutor P1 próxima a 10 bar. Este aumento da pressão, comparado com o que foi mostrado no início do capítulo pela Figura B.1 ocorre pela presença do medidor de vazão e da válvula manual agulha na tubulação, que não foram considerados no cálculo utilizado para confeccionar o gráfico de perda de carga. Figura C.1, Figura C.2 e Figura C.3 mostram a perda de carga e fator de atrito para os diferentes valores de vazão impostos à bomba, em função do Número de Dean, Dn .

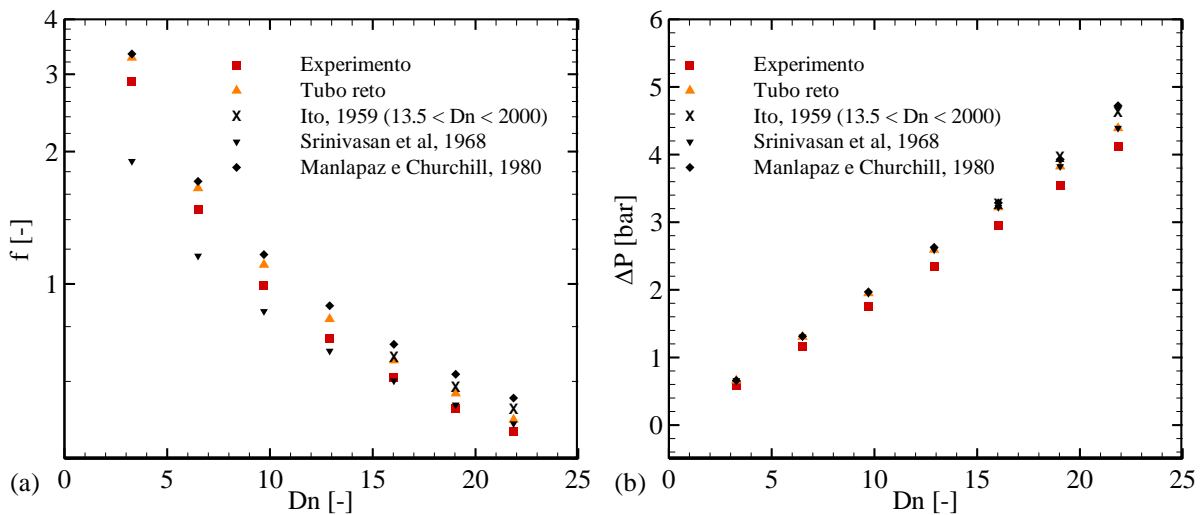


Figura C.1 – Fatores de atrito medido e calculados em função do número de Dean (Dn) (a); Perda de carga em função de Dn – ambos medidos durante a circulação da solução de glicerina em regime permanente a 5°C (b).

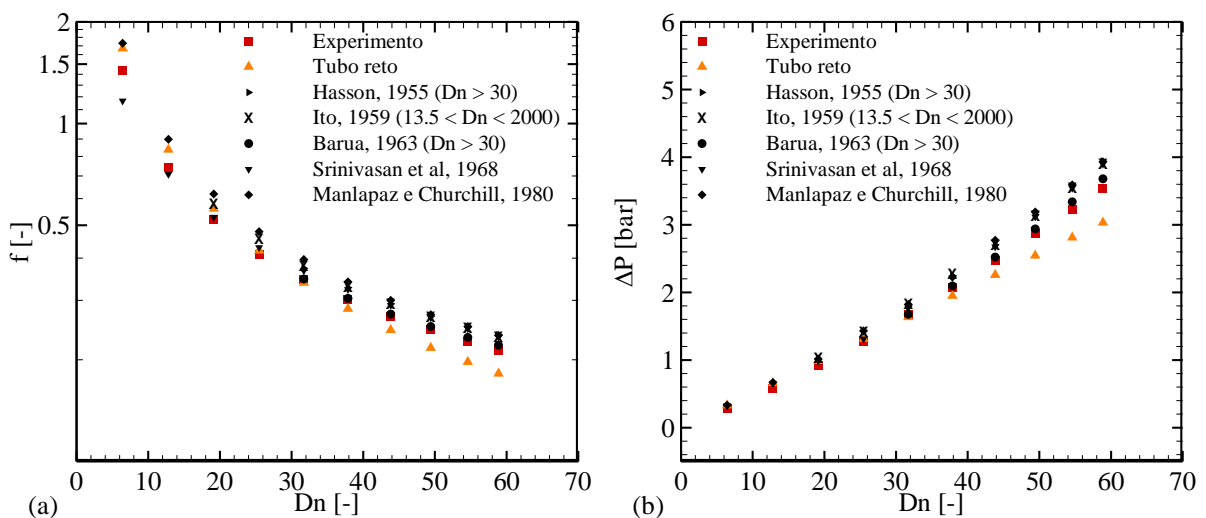


Figura C.2 – Fatores de atrito medido e calculados em função do número de Dean (Dn) (a); Perda de carga em função de Dn – ambos medidos durante a circulação da solução de glicerina em regime permanente a 15°C (b).

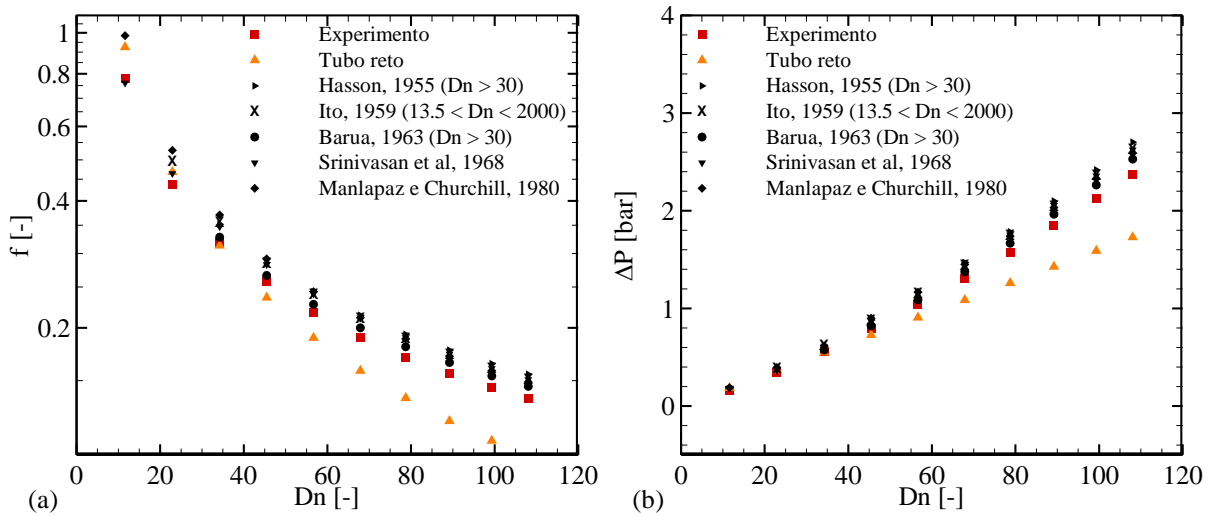


Figura C.3 – Fatores de atrito medido e calculados em função do número de Dean (Dn) (a); Perda de carga em função de Dn – ambos medidos durante a circulação da solução de glicerina em regime permanente a 25°C (b).

A Figura C.1 mostra os resultados dos experimentos à 5°C, a Figura C.2, 15°C e a Figura C.3, 25°C. A letra (a) em cada figura representa a medição de f , considerando f medido, f calculado para tubo reto (a partir da Equação de Poiseuille - escoamento laminar e plenamente desenvolvido de fluido newtoniano) e para cada correlação utilizada, levando em consideração as devidas restrições. A letra (b) em cada figura representa a medição da perda de carga em cada situação, levando em conta as mesmas equações utilizadas. É interessante notar que, como mostra a Figura C.1, o cálculo de f e ΔP considerando a equação para tubo reto é bastante próxima dos valores experimentais. Nota-se, de acordo com o que foi medido, que a influência do formato helicoidal da serpentina na medição das pressões não é muito significativa para baixos Dn (ou Re).

Observando a Figura C.2, verifica-se que a medida em que Dn aumenta, a curva dos valores calculados de f e ΔP se afasta da curva dos valores calculados (tubo reto). Neste caso, a correlação de Barua, válida apenas para $Dn > 30$, apresenta resultados bastante próximos dos experimentos. Por fim, a Figura C.3 evidencia a maior influência do formato helicoidal da serpentina a altos Dn , considerando o escopo dos testes. Quando $Dn > 60$, a diferença entre os valores de f e ΔP medidos e calculados para tubo reto se torna bastante evidente. Novamente a correlação de Barua (1963) é a mais adequada para os casos onde $Dn > 30$, entretanto, para valores de Dn mais altos, as outras correlações utilizadas apresentam melhores resultados para o cálculo de f ou ΔP do que a equação para tubo reto.

Portanto, de acordo com os resultados apresentados, percebe-se que a influência do formato helicoidal da tubulação de testes nas medições de pressão é dependente de Dn , e bastante significativa apenas quando o escoamento acontece a $Dn > 60$. Para valores de Dn baixos, como $20 < Dn < 60$, a aproximação para tubo reto mostra-se adequada, considerando os testes realizados. Para Dn extremamente baixos, digamos $Dn < 20$, as diferenças entre os cálculos de f ou ΔP aumentam novamente, mas as correlações também apresentaram altos desvios percentuais em relação ao experimento. Isto mostra que, considerando o que foi pesquisado para este trabalho, não foi encontrada uma correlação que representasse adequadamente a influência do formato helicoidal da tubulação nas pressões medidas a baixos valores de Dn .

Acredita-se, por fim, que o formato helicoidal da serpentina não influencie demasiadamente as medições de pressão durante os testes de transmissão de pressão com a tubulação fechada. Durante a pressurização do fluido (etapa transitória), de fato há movimento, já que o fluido é comprimido ao longo da tubulação enquanto a onda de pressão se movimenta, e um pequeno volume de fluido deve entrar na serpentina durante a compressão. Assim, existe um Dn não nulo durante a pressurização, mas este valor deve ser baixo pois o fluido se encontra confinado dentro da serpentina fechada. Logo, durante esta fase as medições de pressão na serpentina provavelmente não se alterariam se o mesmo teste fosse feito nas mesmas condições em uma tubulação reta. As medições de pressão entre testes com tubo helicoidal e tubo reto também devem ser muito parecidas após a estabilização pois Dn deve ser aproximadamente nulo.

C.2.3 Testes de circulação da solução de Carbopol e resultados

A influência do formato helicoidal da serpentina no escoamento da solução de Carbopol foi verificada do mesmo modo que na Seção C.2.2, através do cálculo de Dn para o escoamento em regime permanente do fluido a diferentes vazões e temperaturas. O número de Reynolds (Re) calculado para as vazões empregadas durante os testes de escoamento do fluido pela serpentina, considerando que: $\rho_{5^\circ C} = 1019 \text{ kg} / \text{m}^3$; $\rho_{15^\circ C} = 1009 \text{ kg} / \text{m}^3$; $\rho_{25^\circ C} = 999 \text{ kg} / \text{m}^3$. Estes valores de massa específica do fluido são resultado do medidor de vazão coriolis. A viscosidade aparente do fluido foi calculada para cada valor de vazão pela seguinte equação:

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (\text{C.8})$$

Os valores de tensão de cisalhamento e taxa de deformação foram calculados pelas Equações (B.9) e (5.2). Em seguida, Re e Dn foram calculados para cada valor de vazão (ou rotação do motor da bomba) adotado durante a circulação de fluido. A Tabela C.3 mostra os valores de Dn calculados para cada vazão (ou velocidade) de circulação de fluido durante os testes.

Tabela C.3 – Parâmetros dos testes de circulação da solução de Carbopol na serpentina a diferentes temperaturas

	Rotação do motor da bomba	V	Dn
5°C	5,25	0,077	0,229
	10,5	0,116	0,430
	15,75	0,154	0,667
	21	0,191	0,917
	26,25	0,225	1,164
	31,5	0,261	1,447
	36,75	0,295	1,734
	42	0,328	2,017
	47,25	0,361	2,308
	52,5	0,394	2,608
15°C	5,25	0,088	0,322
	10,5	0,134	0,636
	15,75	0,175	0,961
	21	0,217	1,344
	26,25	0,255	1,718
	31,5	0,295	2,143
	36,75	0,333	2,575
	42	0,371	3,019
	47,25	0,408	3,481
	52,5	0,444	3,942
25°C	5,25	0,047	0,143
	10,5	0,098	0,469
	15,75	0,150	0,922
	21	0,198	1,421
	26,25	0,245	1,963
	31,5	0,291	2,553
	36,75	0,335	3,151
	42	0,379	3,778
	47,25	0,422	4,426
	52,5	0,465	5,104
57,75	0,507	5,791	
63	0,549	6,516	
68,25	0,590	7,217	
73,5	0,631	7,951	
78,75	0,671	8,695	
84	0,711	9,457	
89,25	0,751	10,229	
94,5	0,792	11,011	
99,75	0,831	11,819	
105	0,865	12,493	

Observando a tabela anterior, o máximo valor de Dn calculado para o escoamento da solução de gel é 12,5, mostrando que o escoamento do fluido ocorre a números de Reynolds muito baixos. Conforme foi discutido na Seção C.2.2 e de acordo com as correlações para escoamentos helicoidais citadas neste trabalho, escoamentos a baixos Dn sofrem pouca influência do formato helicoidal da serpentina. Assim, pode-se afirmar que durante a pressurização, como a serpentina se encontra fechada na saída, os valores de Dn provavelmente são desprezíveis, pois mesmo durante escoamentos em regime permanente os valores de Dn já são bastante baixos. Portanto, a geometria da serpentina não deve influenciar nas medições durante os testes de transmissão de pressão com a solução de Carbopol.

C.3 Análise do escoamento turbulento na serpentina

A seguir é apresentada uma comparação entre os fatores de atrito medidos experimentalmente e fatores de atrito calculados para escoamento em tubos retos e helicoidais. Utilizando os resultados dos testes realizados para elaborar a curva característica da bomba, o fator de atrito foi calculado pelo rearranjo da Equação (B.2), utilizando cada um dos valores de pressão (ou vazão) mostrados na Figura A.3, durante escoamento turbulento de água:

$$f_{medido} = \Delta P \frac{2D_{méd}}{\rho V^2 L_s} \quad (C.9)$$

onde ΔP é a diferença de pressão entre os transdutores de pressão P1 e P4, L_s é o comprimento do transdutor de pressão P1 ao transdutor P4, $D_{méd}$ é o diâmetro interno médio ao longo da serpentina e V é a velocidade média do escoamento. Os valores de V foram calculados dividindo a cada vazão volumétrica medida pela área da tubulação. Adicionalmente, com os números de Reynolds de cada teste, foram calculados os fatores de atrito para tubo liso, pela correlação de Blasius para f em regime turbulento:

$$f_{Blasius} = 0,316 Re^{-0,25} \quad (C.10)$$

Tendo em vista o que foi discutido na seção anterior, também foi calculado o fator de atrito para um tubo helicoidal, com uma equação adaptada de Rennels e Hudson (2012):

$$f_{Helicoidal} = \frac{D_{méd}}{L_s} \left[f_{reto} \frac{\sqrt{(2\pi R_{espira})^2 + p^2}}{D_{méd}} + 0,20 + 4,8 f_{reto} \right] \quad (C.11)$$

onde f_{reto} representa o fator de atrito para um tubo reto de rugosidade conhecida, e que pode ser calculado pela Equação (A.15) para fator de atrito com base na correlação de Haaland para escoamento turbulento - $f_{Haaland}$. O autor não cita um intervalo de Re para a validade da Equação (C.11). Entretanto os valores para o fator de atrito no livro de Rennels e Hudson (2012) têm boa concordância com valores de fator de atrito calculados pelas equações desenvolvidas por Ito (1959), considerando o escoamento turbulento. Os valores de f medidos experimentalmente, $f_{helicoideal}$, $f_{Blasius}$ e $f_{Haaland}$ são mostrados em função de Re na Figura C.4. Conforme calculado no Apêndice A, a Equação (C.11) possui uma incerteza de $\pm 9,3\%$, que é usada para validar as medições dos transdutores de pressão da unidade experimental.

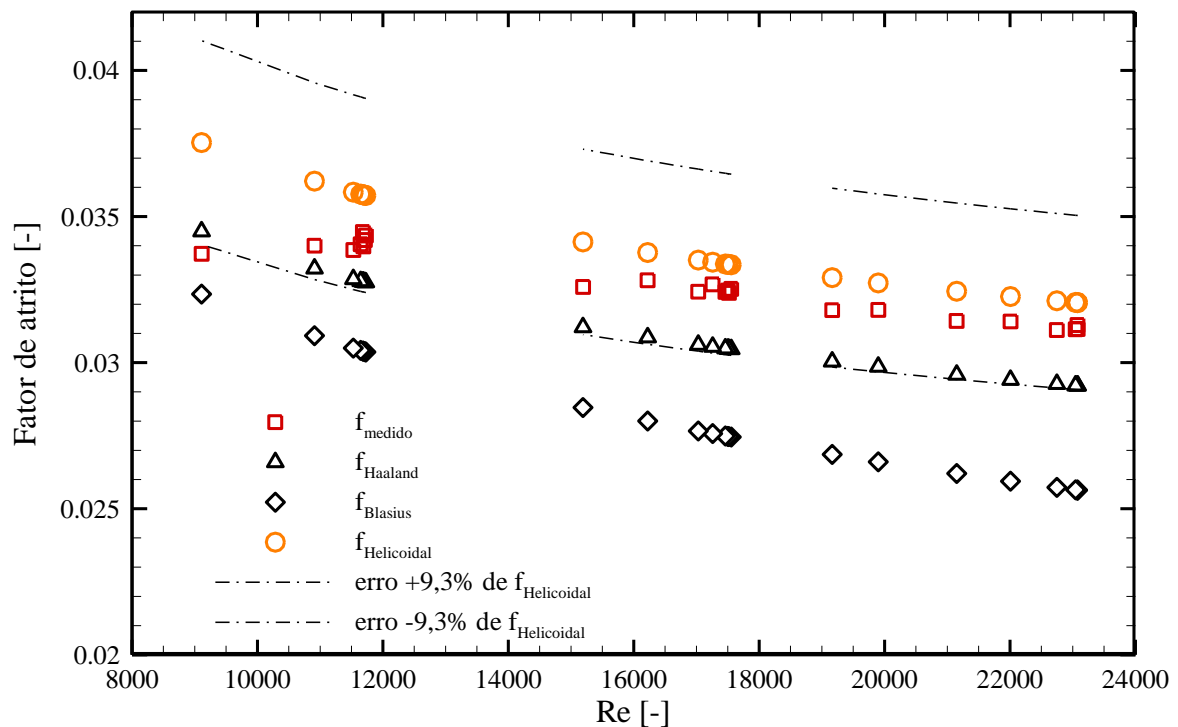


Figura C.4 - Fatores de atrito em função do número de Reynolds para cada teste de confecção da curva característica da bomba

Observando a Figura C.4, há uma boa concordância entre os valores de f medidos e calculados pela Equação (C.11) para tubos helicoidais, considerando $Re > 10000$. Isto evidencia a afirmação de diversos autores que o Re_{crit} para escoamentos em tubos helicoidais é maior que 10000 para tubos retos, pois para $Re < 10000$ nota-se que o valor de f calculado com a Equação (C.11) está fora do intervalo de incerteza de $\pm 9,3\%$. Comparados com os resultados de $f_{helicoideal}$, $f_{Blasius}$ e $f_{Haaland}$ não são recomendadas para calcular o fator de atrito em tubos helicoidais. Além

disso, boa concordância entre os resultados medidos e calculados de f mostra que a unidade experimental gera resultados coerentes com equações consolidadas na literatura.