



**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
CENTRO TECNOLÓGICO
PRÓ-REITORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO**

KELVIN CRISTIEN DE OLIVEIRA BARBOSA

**REDUÇÃO DE ARRASTO EM ESCOAMENTO MONOFÁSICO E
BIFÁSICO (LÍQUIDO-LÍQUIDO) COM ADIÇÃO DE POLÍMEROS
SOLÚVEIS EM ÁGUA E HIDROCARBONETOS**

Vitória, ES
2025



**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
CENTRO TECNOLÓGICO
PRÓ-REITORIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO**

Kelvin Cristien de Oliveira Barbosa

**REDUÇÃO DE ARRASTO EM ESCOAMENTO MONOFÁSICO E
BIFÁSICO (LÍQUIDO-LÍQUIDO) COM ADIÇÃO DE POLÍMEROS
SOLÚVEIS EM ÁGUA E HIDROCARBONETOS**

Tese apresentada ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Edson José Soares

Vitória, ES
2025



PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
CENTRO TECNOLÓGICO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO

REDUÇÃO DE ARRASTO EM ESCOAMENTO MONOFÁSICO E BIFÁSICO (LÍQUIDO-LÍQUIDO) COM ADIÇÃO DE POLÍMEROS SOLÚVEIS EM ÁGUA E HIDROCARBONETOS

Kelvin Cristien de Oliveira Barbosa

COMISSÃO EXAMINADORA

Documento assinado digitalmente
gov.br EDSON JOSE SOARES
Data: 13/01/2025 10:41:55-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Edson Jose Soares

Orientador – PPGEM/UFES

Documento assinado digitalmente
gov.br RENATO DO NASCIMENTO SIQUEIRA
Data: 16/01/2025 21:55:55-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Renato do Nascimento Siqueira

Examinador Interno – PPGEM/UFES

Documento assinado digitalmente
gov.br ROGERIO RAMOS
Data: 16/01/2025 10:57:50-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Rogério Ramos

Examinador Interno – PPGEM/UFES

Documento assinado digitalmente
gov.br ADMILSON TEIXEIRA FRANCO
Data: 15/01/2025 17:49:38-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Admilson Teixeira Franco

Examinador Externo – PPGEM/UTFPR


Dra. Márcia Cristina Khalil de Oliveira

Examinadora Externa – CENPES/PETROBRAS

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal do Espírito Santo como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Vitória/ES, 10 de janeiro de 2025.

Ficha catalográfica disponibilizada pelo Sistema Integrado de Bibliotecas - SIBI/UFES e elaborada pelo autor

B238r Barbosa, Kelvin Cristien de Oliveira, 1990-
Redução de arrasto em escoamento monofásico e bifásico (líquido-líquido) com adição de polímeros solúveis em água e hidrocarbonetos / Kelvin Cristien de Oliveira Barbosa. - 2025. 106 f. : il.

Orientador: Edson José Soares.
Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal do Espírito Santo, Centro Tecnológico.

1. Engenharia Mecânica. 2. Dinâmica dos Fluidos. 3. Reologia, mecânica dos fluidos não-newtoniana. 4. Redução de arrasto. 5. Escoamento bifásico. 6. Degradação polimérica. I. Soares, Edson José. II. Universidade Federal do Espírito Santo. Centro Tecnológico. III. Título.

CDU: 621

DEDICATÓRIAS

À Deus e à minha família.

AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar, minha gratidão é dirigida a Deus, pela vida, saúde, força e sabedoria para seguir em frente e alcançar mais um objetivo. Sou profundamente grato à minha família pelo incentivo e suporte constantes, sempre torcendo pelas minhas conquistas e estando ao meu lado. Em especial, reconheço o apoio da minha esposa, Jéssica Augusta Araújo Vargas, cuja ajuda, companheirismo, atenção e paciência foram fundamentais ao longo desta jornada. Não poderia deixar de mencionar o professor Edson José Soares, cuja orientação, sabedoria e disposição foram essenciais para a realização deste trabalho, bem como seu incentivo e colaboração no meu desenvolvimento.

Os professores Rafael Milanezi de Andrade e Ivanor Martins da Silva também merecem meu reconhecimento pela valiosa ajuda na construção da bancada experimental, pela disponibilidade e pela generosidade ao compartilhar conhecimentos e experiências. À banca de qualificação — Márcia, Rafael e Rogério Ramos — sou grato pelas contribuições enriquecedoras que fortaleceram este trabalho.

Meu agradecimento se estende à Petrobras, tanto pelo suporte financeiro e técnico na realização do projeto quanto pelas ricas discussões e aprendizado proporcionados pelos colegas e parceiros de projeto, Márcia, Osvaldo e Plínio. Também reconheço a importante contribuição dos professores do programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica (PPGEM), que tiveram um papel significativo na minha formação, e de Andréia, secretária do programa, sempre prestativa e eficiente na parte burocrática.

Durante minha trajetória na UFES, construí amizades que levarei para a vida. Alan, Gabriel, Michel, Lucas Antônio, Lucas Pagoto, Luila, Guilherme, Wesley, Ícaro, Rômulo, Rodrigo, Jordan, Lorena, Pedro, Douglas, Mateus e muitos outros colegas foram uma companhia indispensável. Um agradecimento especial vai para Gabriel Fontoura, amigo e colaborador sempre disposto a ajudar na automação e instrumentação da bancada experimental.

Reconheço, ainda, a compreensão e o apoio da direção, dos coordenadores e dos colegas professores da Faculdade Centro Leste (UCL) durante a realização deste curso, bem como o suporte da Fundação Espírito-santense de Tecnologia (FEST), especialmente representada por Rogério, que contribuiu de forma decisiva para a execução do projeto.

RESUMO

Neste trabalho é realizado um estudo experimental sobre a redução de arrasto (DR, do termo “*drag reduction*”) em escoamentos turbulentos monofásicos e bifásicos (líquido-líquido) por meio da adição de polímeros. Na literatura são encontrados estudos sobre a redução de arrasto em escoamentos bifásicos; contudo, a maioria investiga escoamentos gás-líquido ou líquido-líquido com o polímero diluído na fase aquosa. Em diversas áreas da indústria, o escoamento bifásico está presente, especialmente na indústria de petróleo e gás, sendo que os principais objetivos do setor é aumentar a vazão de produção. Assim, há crescente interesse em investigar os efeitos da adição de polímeros redutores de arrasto em escoamento bifásico. O objetivo do presente trabalho é avaliar o efeito de polímeros (solúveis tanto em água quanto em hidrocarbonetos) na redução do gradiente de pressão (redução de arrasto) e analisar a degradação de polímeros em escoamentos monofásico e bifásico (líquido-líquido). É utilizado polímero solúvel em água (Goma Diutana – DG) e polímero solúvel em hidrocarbonetos (Poliisobutileno – PIB) em três diferentes massas moleculares. Para o polímero solúvel em hidrocarbonetos, são realizados a caracterização reológica, testes preliminares de DR em escoamentos monofásicos e a análise da degradação para as três massas moleculares. Como esperado, a redução de arrasto aumenta com o incremento da concentração e massa molecular do polímero. Nos experimentos bifásicos, o padrão de escoamento é disperso devido às altas vazões. É estudado, separadamente e em conjunto, as soluções de DG e PIB. Conclui-se que os redutores de arrasto são mais eficazes apenas na fase predominante, ou seja, o redutor de arrasto na água é eficaz para frações de água superiores a 0,5, e o redutor de arrasto no hidrocarboneto, para frações de água inferiores a 0,5. Como esperado, o aumento da concentração de DG resulta em aumento de DR. Porém, o aumento da vazão quando apenas a DG é utilizada não resulta em aumento de DR. Por outro lado, para o PIB, o aumento de vazão resulta em aumento de DR. Quando ambas as fases contêm aditivos, observa-se redução na pressão em comparação com o caso sem aditivos, ao longo de toda a faixa de frações de água. Além disso, destaca-se que, em pequenas concentrações (baixas frações de água), as gotas de água também atuam como redutoras de arrasto. A degradação do PIB é maior à medida que aumenta a vazão total do escoamento bifásico, sendo intensificada quando a fase aquosa também está aditivada.

Palavras-chave: Redução de arrasto, escoamento monofásico, escoamento bifásico, degradação polimérica, Poliisobutileno (PIB).

ABSTRACT

This work presents an experimental study on drag reduction (DR) in single-phase and liquid-liquid two-phase turbulent flows through the addition of polymers. The literature contains studies on drag reduction in two-phase flows; however, most investigations focus on gas-liquid flows or liquid-liquid flows with the polymer dissolved in the aqueous phase. In various industrial sectors, two-phase flow is a common occurrence, particularly in the oil and gas industry, where one of the main objectives is to enhance production flow rates. Consequently, there is growing interest in studying the effects of drag-reducing polymer additives in two-phase flows. The objective of this study is to evaluate the effect of polymers (soluble in both water and hydrocarbons) on pressure gradient reduction (drag reduction) and to analyze polymer degradation in single-phase and liquid-liquid two-phase flows. A water-soluble polymer (Diutan Gum – DG) and a hydrocarbon-soluble polymer (Polyisobutylene – PIB) with three different molecular weights are used. For the hydrocarbon-soluble polymer, rheological characterization, preliminary DR tests in single-phase flows, and degradation analysis for the three molecular weights are performed. As expected, drag reduction increases with higher polymer concentration and molecular weight. In two-phase flow experiments, the flow pattern is dispersed due to high flow rates. The effects of DG and PIB solutions are analyzed separately and in combination. It is concluded that drag-reducing additives are more effective in the dominant phase, meaning that the water-soluble additive is effective for water fractions greater than 0.5, while the hydrocarbon-soluble additive is effective for water fractions below 0.5. As expected, increasing DG concentration results in higher DR; however, an increase in flow rate when using only DG does not lead to further DR improvement. On the other hand, for PIB, an increase in flow rate results in greater DR. When both phases contain additives, a reduction in pressure is observed compared to the case without additives across the entire range of water fractions. Additionally, it is noted that at low concentrations (low water fractions), water droplets also contribute to drag reduction. PIB degradation increases as the total two-phase flow rate rises and is further intensified when the aqueous phase is also treated with additives.

Keywords: Drag reduction, single-phase flow, two-phase flow, polymer degradation, Polyisobutylene (PIB).

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Técnica de injeção de solução polimérica concentrada em escoamento multifásico na produção de petróleo <i>offshore</i> . Fonte: do autor	18
Figura 2 – Interação das macromoléculas com os vórtices próximo à parede. Dubief <i>et al.</i> (2004).	21
Figura 3 - Fator de atrito (f) em função do número de Reynolds (Re), ilustrando o início da redução de arrasto e como a MDR (linha azul) pode ser alcançada. Fonte: Soares (2020). Nota: traduzido pelo autor.	23
Figura 4 - Estrutura química da Goma Diutana. Adaptado de Chowdhury <i>et al.</i> (1987).....	24
Figura 5 - Desenho esquemático do monômero isobutileno e da cadeia de Poliisobutileno (PIB). Adaptado de Abid Ali e Al-ausi (2008)	25
Figura 6 - Esquema da cisão da cadeia polimérica. Fonte: Traduzido de Soares (2020).	28
Figura 7 - Esquema do alongamento e relaxamento da cadeia polimérica. Adaptado de Kulicke e Clasen (2004).	28
Figura 8 - Estágios da conformação dos polímeros em uma solução. Fonte: Kulicke e Clasen (2004).	29
Figura 9 - Diferentes tipos de estruturas de polímeros. Fonte: Kulicke e Clasen (2004).	29
Figura 10 - Representação esquemática da influência da concentração (c), da massa molecular (M_v) e da qualidade do solvente na degradação do polímero. Adaptado de Soares (2020) e de Moussa e Tiu (1994).....	31
Figura 11 - Representação esquemática da evolução da distribuição da massa molecular de uma solução de Poliisobutileno em querosene. Adaptado de Soares (2020) e Lee <i>et al.</i> (2002). Nota: traduzido pelo autor.	32
Figura 12 - Esquema de desagregação molecular. Adaptado de Soares <i>et al.</i> (2015)	33
Figura 13 - Esquema de padrões de escoamento horizontal. Adaptado de Al-Yaari <i>et al.</i> (2009)	36
Figura 14 - Mapa de padrões de escoamento. Adaptado de Al-Yaari <i>et al.</i> (2009)	37
Figura 15 - Desenho esquemático da bancada de tubulação utilizada nos testes de redução de arrasto.....	43
Figura 16 – Trecho de visualização e aparato para realização das fotos dos padrões de escoamento.....	45
Figura 17 - Reômetro utilizado na caracterização reológica das soluções poliméricas, juntamente com o banho termostático de controle de temperatura.....	47

Figura 18 - Célula Taylor-Couette, utilizada para caracterização reológica das soluções poliméricas.	48
Figura 19 – Viscosidade de cisalhamento em função da taxa de cisalhamento, para soluções de DG. Concentrações variando de 5 a 1000 ppm. Testes realizados a 25 °C.	51
Figura 20 – Viscosidade de cisalhamento em função da taxa de cisalhamento, para soluções de PIB com massa molecular $M_v = 2,8 \times 10^6$ g/mol. Concentrações variando de 100 a 10000 ppm. Testes realizados a 25 °C.	51
Figura 21 – Viscosidade de cisalhamento em função da taxa de cisalhamento, para soluções de PIB com massa molecular $M_v = 4,7 \times 10^6$ g/mol. Concentrações variando de 25 a 10000 ppm. Testes realizados a 25 °C.	52
Figura 22 – Viscosidade de cisalhamento em função da taxa de cisalhamento, para soluções de PIB com massa molecular $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol. Concentrações variando de 50 a 10000 ppm. Testes realizados a 25 °C.	52
Figura 23 – Desenho esquemático da concentração crítica de <i>overlap</i> , c^* , em uma solução polimérica. Fonte: Kulicke e Clasen (2004). Nota: traduzido pelo autor.	58
Figura 24 - Viscosidades η_∞ em função da concentração, para determinação da concentração de <i>overlap</i> , a 25 °C e DG com massa molecular $M_v = 5,0 \times 10^6$ g/mol.	59
Figura 25 – Viscosidades η_∞ em função da concentração, para determinação da concentração de <i>overlap</i> , a 25 °C e PIB com massa molecular $M_v = 2,8 \times 10^6$ g/mol.	60
Figura 26 - Viscosidades η_∞ em função da concentração, para determinação da concentração de <i>overlap</i> , a 25 °C e PIB com massa molecular $M_v = 4,7 \times 10^6$ g/mol.	60
Figura 27 - Viscosidades η_∞ em função da concentração, para determinação da concentração de <i>overlap</i> , a 25 °C e PIB com massa molecular $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol.	61
Figura 28 – Dados de vazão (A) e pressão (B) para um teste bifásico (25%A + 75%Q).	67
Figura 29 – Fator de atrito de Darcy em função do número de Reynolds. Comparação do fator de atrito experimental (para água e para querosene) com o fator de atrito obtido pela equação de Blasius.	70
Figura 30 – Redução de arrasto em função da concentração de PIB para três diferentes massas moleculares.	71
Figura 31 – Redução de arrasto em função do número de passes. Três diferentes massas moleculares de PIB.	73
Figura 32 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 2,8 \times 10^6$ g/mol.	74

Figura 33 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 4,7 \times 10^6$ g/mol.	75
Figura 34 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol.	76
Figura 35 – Imagens dos padrões de escoamento para a fração de água 0,5 e diferentes vazões.	77
Figura 36 – 27 imagens que mostram a evolução dos padrões de escoamento. O escoamento disperso é atingido quando a vazão total é aumentada para 2,5 m ³ /h, em todas as frações de água.	78
Figura 37 – Gradiente de pressão em função da fração de água para três vazões. Solvente (Água + Querosene).	80
Figura 38 – Gradiente de pressão em função da fração de fase aquosa. Dados o solvente (Água + Querosene) são comparados com soluções de DG em duas concentrações. Vazão de 3,0 m ³ /h.	82
Figura 39 – Gradiente de pressão em função da fração de fase aquosa. Dados o solvente (Água + Querosene) são comparados com soluções de DG em duas vazões. Concentração de 100 ppm.	83
Figura 40 – Gradiente de pressão em função da fração de fase aquosa. Dados o solvente (Água + Querosene) são comparados com soluções de PIB ($M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol) para as vazões de 2,5 m ³ /h e 3,0 m ³ /h. Concentração de 150 ppm.	85
Figura 41 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol. Comparação do PIB original com as soluções de PIB usadas nos testes bifásicos nas vazões de 2,5 m ³ /h e 3,0 m ³ /h.	86
Figura 42 – Gradiente de pressão em função da fração de fase aquosa. Dados o solvente (Água + Querosene) são comparados com a mistura de soluções de PIB ($M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol), na concentração de 150 ppm, e DG, na concentração de 100 ppm, em dois diferentes testes. Vazão de 3,0 m ³ /h.	87
Figura 43 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol. Comparação do PIB original com as soluções de PIB usadas nos testes bifásicos quando apenas a fase oleosa é aditivada e quando ambas as fases são aditivadas. Vazões de 3,0 m ³ /h.	89
Figura 44 – Redução de arrasto em função da concentração e número de passes para o PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol diluído em querosene. Teste bifásico com 30% de água e 70% de querosene. Vazão total de 3,0 m ³ /h.	90

Figura 45 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol. Comparação do PIB original com as soluções de PIB usadas nos testes bifásicos com fração de água fixa (30%A + 70%Q). Vazões de 3,0 m³/h.....91

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Instrumentos da bancada experimental.....	42
Tabela 2 - Parâmetros da Equação de Carreau-Yasuda para viscosidades de cisalhamento das soluções de DG e PIB. Os testes foram feitos a 25 °C.	54
Tabela 3 – Critério de Chauvenet para rejeição de valor medido.....	66
Tabela 4 – Incerteza relativas das variáveis.	68
Tabela 5 - Redução de arrasto para escoamento bifásico de soluções de DG em concentrações de 25 ppm, 50 ppm e 100 ppm. Vazão de 3,0 m ³ /h.....	83
Tabela 6 - Redução de arrasto para escoamento bifásico de soluções de DG nas vazões de 2,5 m ³ /h e 3,0 m ³ /h. Concentração de 100 ppm.	84
Tabela 7 - Redução de arrasto para escoamento bifásico de soluções de PIB ($M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol) nas vazões de 2,5 m ³ /h e 3,0 m ³ /h, para dois tipos de testes. Concentração de 150 ppm.	86
Tabela 8 - Redução de arrasto para escoamento bifásico da mistura de soluções de PIB ($M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol), na concentração de 150 ppm, e DG, na concentração de 100 ppm. Vazão de 3,0 m ³ /h.	88

LISTA DE SÍMBOLOS

- A_{total} – Área transversal total da tubulação
- a_{tc} – Distância entre o rotor e o fundo do copo (geometria Taylor-Couette)
- c – Concentração
- c^* – Concentração de *overlap*
- D – Diâmetro
- D_i – Diâmetro interno
- D_R – Relação de arrasto
- DR – Coeficiente de redução de arrasto (*Drag Reduction*)
- ΔP_0 – Parcela da queda de pressão referente ao solvente
- ΔP_p – Parcela da queda de pressão referente à solução polimérica
- E – Trabalho do polímero
- f – Fator de atrito
- f_A – Fração de água
- f_0 – Fator de atrito do solvente
- f_p – Fator de atrito da solução polimérica
- F_d – Força de arrasto
- K – Fator geométrico (geometria *Taylor-Couette*)
- L – Altura do cilindro interno ou altura da coluna de líquido na geometria de cilindros concêntricos
- l – comprimento da tubulação
- M_v – Massa molecular média (média das massas moleculares das cadeias da amostra)
- n – Número de ligações na cadeia polimérica
- N – Número total de amostras em um passe
- N_p – Número de passes (número de passagens do fluido pela bancada).
- Q_A – Vazão volumétrica de água
- Q_O – Vazão volumétrica de óleo
- Q_{fase} – Vazão volumétrica da fase em escoamento bifásico
- Re – Número de Reynolds
- Re^* – Número de Reynolds crítico
- Re_m – Número de Reynolds para escoamento bifásico
- R_i – Raio externo do rotor (geometria *Taylor-Couette*)
- R_0 – Raio interno do copo (geometria *Taylor-Couette*).

t_r – Tempo de residência
 T_{TC} – Torque no rotor do reômetro (geometria *Taylor-Couette*)
 T – Temperatura
 V – Velocidade
 V_s – Velocidade superficial
 V_{sa} – Velocidade superficial da fase água
 V_{so} – Velocidade superficial da fase óleo
 V_m – Velocidade de mistura das fases
 x_{cd} – comprimento de entrada
 W_e – Número de Weissenberg

Símbolos gregos.

ρ – Massa específica
 ρ_m – Massa específica da mistura
 Ω – Rotação do rotor
 $\dot{\epsilon}$ – Taxa de extensão
 $\dot{\epsilon}_{ap}$ – Taxa de extensão aparente
 δ – Incerteza
 τ_w – Tensão na parede do rotor
 $\dot{\gamma}$ – Taxa de cisalhamento
 η – Viscosidade de cisalhamento
 μ_m – Viscosidade dinâmica da mistura
 $[\eta]$ – Viscosidade intrínseca
 η_0 – Viscosidade à taxa de cisalhamento tendendo a zero
 η_∞ – Viscosidade à taxa de cisalhamento tendendo a infinito
 η_{red} – Viscosidade reduzida
 η_{esp} – Viscosidade específica
 η_s – Viscosidade do solvente puro
 η_p – Viscosidade da solução polimérica
 ω – Velocidade angular do rotor

LISTA DE SIGLAS

A/D – Analógico/Digital

DG – *Diutan Gum* (Goma Diutana)

DN – Diâmetro nominal

DR – Redução de arrasto

MDR – Máxima redução de arrasto

PAM – Poliacrilamida

PDMS – Polidimetilsiloxano

PEO – *Polyethylene Oxide* (Óxido de Polietileno).

PIB – Poliisobutileno

PMMA – Polimetilmetacrilato

PS – Poliestireno

ppm – parte por milhão

PT – *Pressure Transmitter* (transmissor de pressão)

TT – *Temperature Transmitter* (transmissor de temperatura)

PVP – Polivinilpiridina

SW – *Stratified wavy flow* (Escoamento estratificado ondulado)

SWD – *Stratified wavy/drops* (Escoamento estratificado ondulado com gotas)

SMW – *Stratified mixed/water layer* (Escoamento estratificado misturado com camada de água)

SMO – *Stratified mixed/oil layer* (Escoamento estratificado misturado com camada de óleo)

XG – *Xanthan Gum* (Goma Xantana)

SUMÁRIO

RESUMO	4
LISTA DE FIGURAS	6
LISTA DE SÍMBOLOS	11
LISTA DE SIGLAS	13
SUMÁRIO	14
1 INTRODUÇÃO	16
1.1 Motivação	16
1.2 Estado da Arte	18
1.2.1 Conceitos gerais de redução de arrasto	19
1.2.2 A cisão mecânica da cadeia polimérica	26
1.2.3 Redução de arrasto em escoamento multifásico	34
1.3 Caracterização do problema	39
2 ABORDAGEM EXPERIMENTAL	41
2.1 Descrição geral da bancada e componentes básicos	41
2.1.1 Instrumentação	41
2.1.2 Tubulação	44
2.2 Descrição dos equipamentos para testes auxiliares	46
2.3 Preparação e caracterização das soluções poliméricas	49
2.3.1 Preparação das soluções	49
2.3.2 Medição da viscosidade de cisalhamento	50
2.3.3 Viscosidade intrínseca e cálculo da massa molecular	55
2.3.4 Determinação da concentração de <i>overlap</i>	57
2.4 Descrição dos experimentos de redução de arrasto	61
2.4.1 Experimento Monofásico	61
2.4.2 Experimento Bifásico	63
2.5 Análise estatística e de incerteza	65
2.5.1 Critério estatístico para rejeição dos dados atípicos	65
2.5.2 Análise de incertezas	67
3 RESULTADOS E DISCUSSÕES	69
3.1 Resultados preliminares	69
3.2 Redução de arrasto em escoamento monofásico	70
3.3 Redução de arrasto em escoamento bifásico	76

4	CONSIDERAÇÕES FINAIS	93
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	95

1 INTRODUÇÃO

Este capítulo é dividido em três seções. A seção 1.1 discute a motivação, relatando algumas aplicações da redução de arrasto em escoamentos monofásicos e multifásicos de fluidos em diversos processos de interesse. Na seção 1.2 é realizada uma revisão do estado da arte em redução de arrasto, degradação polimérica e escoamento multifásico. Na última seção deste capítulo é apresentada proposta da tese, que descreve a caracterização do problema e os objetivos.

1.1 Motivação

O fenômeno de redução de arrasto, a partir da adição de pequenas quantidades de aditivos, vem sendo estudado desde a década de 40 e está relacionado à redução da perda de energia em escoamentos turbulentos. Esse fenômeno despertou o interesse de diversos pesquisadores de diferentes áreas, como em escoamentos de líquidos no setor industrial e até mesmo em aplicações medicinais. Existem muitos materiais que podem ser utilizados como aditivos redutores de arrasto; entre os quais, destacam-se polímeros, surfactantes, polpa de papel, mucilagens, fibras e bolhas de ar.

Uma das principais aplicações da técnica de redução de arrasto, em alta escala, é o transporte de óleo bruto através de dutos no Alasca, conhecido como “*Trans-Alaska Pipe Line*”, que possui tubulações de 1194 mm de diâmetro, com extensão de aproximadamente 1300 km e 12 estações de bombeamento. Segundo Burger e Chorn (1980), soluções com pequenas quantidades de aditivos, mais especificamente, poliolefinas (solúveis em óleo), são injetadas a jusante das 12 diferentes estações de bombeamento com o objetivo de aumentar a vazão a uma determinada queda de pressão constante, obtendo-se, assim, ganho na produção de aproximadamente 30%. Além da “*Trans-Alaska Pipe Line*”, existem outras aplicações da redução de arrasto em escoamentos de óleo bruto através de oleodutos, como: Estreito de Bass, na Austrália; extração de petróleo no mar em Mumbai (Nijs, 1995); e no mar do Norte (Dujmovich e Gallegos, 2005).

Além das aplicações no escoamento de petróleo, a redução de arrasto, por meio de aditivos, é também empregada com sucesso em diversas áreas e processos industriais. Fabula (1971) e Figueredo e Sabadini (2003) investigaram o efeito da redução de arrasto em sistemas de combate a incêndio, cujo principal objetivo é utilizar a menor quantidade de energia para

bombear a água e aumentar o alcance dos jatos. Larson (2003) utilizou aditivos no casco de navio e observou que a velocidade da embarcação aumentava devido à redução do atrito entre o casco e a água. Singh *et al.* (1985) destacam a utilização de aditivos em hidrelétricas e em sistemas de irrigação para aumentar a vazão de água, além de economizar energia em irrigação. Sellin (1982) relata a aplicação na agricultura, na qual foi possível aumentar a área de cultivo de 42 m² para 129 m², utilizando solução polimérica de 100 ppm em um sistema de irrigação. Fowkes e Wancheck (1969) e Herod e Tiederman (1974) estudaram a aplicação de redução de arrasto em suspensões de partículas sólidas. Brostow (2008) relata o uso de agente redutor de arrasto para melhorar o escoamento de água das chuvas e do esgoto na Índia, ao invés de trocar as tubulações subterrâneas por outras de diâmetro maior. O autor ainda cita que, em grandes aeroportos, os aditivos redutores de arrasto são utilizados para agilizar o abastecimento de aeronaves.

Na medicina, a redução de arrasto também é estudada, e os resultados são motivadores. Mostardi *et al.* (1976), Greene *et al.* (1980), Unthank *et al.* (1992) e Chen *et al.* (2011) relatam o uso de redução de arrasto para o combate ao derrame cardíaco causado por aterosclerose¹. Kameneva *et al.* (2004) analisam a redução de arrasto na prevenção da letalidade do choque hemorrágico. Bessa *et al.* (2011) utilizam a técnica de redução de arrasto para diminuir a pressão de perfusão de órgãos. Silva *et al.* (2020), em estudo para melhorar a perfusão sanguínea, conseguiram redução de 14,6% na pressão em escoamento pulsátil de solução nutriente com Poliacrilamida (PAM) na artéria de cauda de ratos.

O setor de petróleo e gás tem investido significativamente no fenômeno de redução de arrasto, dada a possibilidade de alcançar ganhos expressivos, seja pela economia de energia, seja pelo aumento na produção. Nos últimos anos, iniciativas de pesquisa têm avançado neste setor, explorando tanto escoamentos monofásicos quanto multifásicos envolvendo hidrocarbonetos. A Petrobras, por exemplo, tem apoiado estudos voltados para a redução de arrasto em escoamentos multifásicos, com o objetivo de aumentar a vazão de produção nos poços.

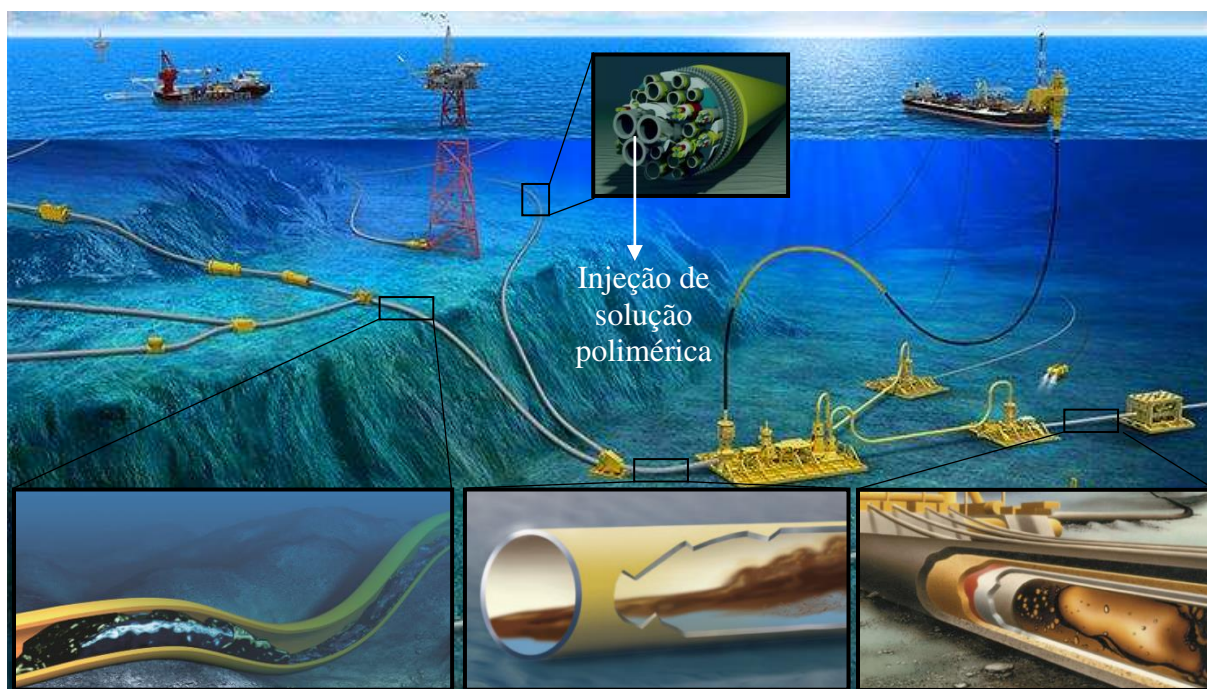
Esta demanda por eficiência operacional torna-se ainda mais crítica frente aos desafios das operações *offshore*, sobretudo nas condições extremas do pré-sal. O transporte de fluidos

¹ A aterosclerose é o acúmulo de gorduras e outras substâncias na parede das artérias, resultando na formação de placas que podem reduzir ou bloquear o fluxo sanguíneo, além de provocar inflamação crônica nos vasos sanguíneos (LIBBY *et al.*, 2011)

em escoamentos multifásicos, que frequentemente combinam água, óleo, gás e particulados, apresenta altos níveis de complexidade, devido à variabilidade nos padrões de escoamento, nas frações das fases e nas propriedades reológicas das misturas.

A injeção de soluções poliméricas concentradas é considerada uma estratégia promissora para a redução de arrasto. No entanto, a aplicação direta nas linhas submarinas por meio de umbilicais específicos ainda não foi implementada, representando uma lacuna tecnológica significativa. Este desafio é a principal motivação deste trabalho, pois a injeção deve atender a rigorosos critérios de aplicação, como: o tipo do polímero, a concentração, o tipo de solvente, a temperatura, a viscosidade da solução polimérica, condições operacionais e outros fatores. A Figura 1 ilustra, de forma esquemática, a técnica de injeção de solução polimérica concentrada, por meio de umbilical, em tubulações de produção de petróleo em escoamento multifásico no fundo do mar.

Figura 1 – Técnica de injeção de solução polimérica concentrada em escoamento multifásico na produção de petróleo *offshore*. Fonte: do autor



1.2 Estado da Arte

Esta seção é dividida em três partes. A subseção 1.2.1 aborda os conceitos gerais de redução de arrasto, descrevendo os fundamentos e as teorias que tentam explicar o fenômeno,

assim como os parâmetros que influenciam a redução de arrasto. Em seguida, na subseção 1.2.2, descreve-se a cisão mecânica da cadeia polimérica, abordando os fundamentos e os parâmetros que a influenciam. Por fim, na subseção 1.2.3, aborda-se o escoamento multifásico e suas particularidades.

1.2.1 Conceitos gerais de redução de arrasto

A primeira observação do fenômeno de redução de arrasto em escoamentos turbulentos é atribuída a Forrest e Grierson (1931). Estes autores colocaram fibras de polpa de madeira em escoamento de água e verificaram diminuição no consumo de energia. Após mais de 15 anos, Toms (1948) notou que solução de pequenas quantidades de Polimetilmetacrilato (polímero de cadeia longa e alta massa molecular) em Monoclobenzeno era capaz de reduzir significativamente o gradiente de pressão em escoamento turbulento através de tubo reto. Toms observou que mantendo-se o gradiente de pressão constante na tubulação, a vazão aumentou de forma significativa com a adição do polímero. Como Toms foi o primeiro a reportar esse fenômeno, passou a ser conhecido como “Efeito de Toms”.

O fenômeno de redução de arrasto tem sido estudado nas últimas décadas por meio de algumas abordagens, como: escoamento em tubulação, uso de geometrias rotativas e simulação computacional. A vantagem dos experimentos em tubulações é que as condições de turbulência e, conseqüentemente, o número de Reynolds estão mais próximos dos escoamentos que ocorrem nas indústrias e em diversas aplicações. Já entre as vantagens dos experimentos em geometrias rotativas, destacam-se a redução no tempo de teste e a necessidade de pequena amostra de solução polimérica (CHOI *et al.*, 2000). Recentemente, com o avanço das tecnologias computacionais, os trabalhos em simulação computacional têm contribuído para melhor compreensão dos fundamentos de redução de arrasto.

O termo “redução de arrasto” foi introduzido por Savins (1964), quando definiu D_R como a razão entre queda de pressão da solução e a queda de pressão do solvente, medidos na mesma vazão e na mesma tubulação, resultando, assim, na Equação 1.1

$$D_R = \frac{\Delta P_p}{\Delta P_0} \quad (1.1)$$

Onde ΔP_p e ΔP_0 representam a queda de pressão durante o escoamento da solução aditivada e do solvente, respectivamente. Assim, a partir da definição do autor, pode-se afirmar que a

solução polimérica é redutora de arrasto se sua relação de arrasto (D_R) for inferior a 1. Logo, a redução de arrasto (DR) em termos percentuais é definida pela Equação 1.2

$$DR = (1 - D_R) \times 100\% . \quad (1.2)$$

Lumley (1969) propôs a definição de redução de arrasto em função do fator de atrito da solução e do solvente, na qual se considera redução de arrasto quando o fator de atrito obtido pela solução polimérica é inferior ao fator de atrito do solvente utilizado, todos comparados no mesmo número de Reynolds. Esta definição é largamente utilizada e é expressa pela Equação 1.3

$$DR = \left(1 - \frac{f_p}{f_0}\right) \times 100\% . \quad (1.3)$$

Onde f_p e f_0 representam o fator de atrito da solução aditivada e do solvente, respectivamente.

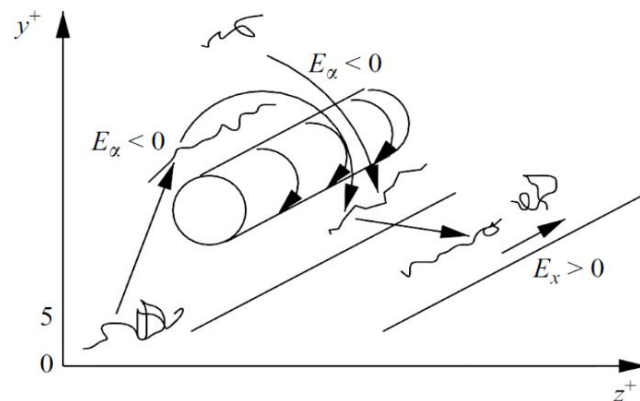
Existem teorias relacionadas aos mecanismos que envolvem o fenômeno de redução de arrasto; no entanto, não são consensuais e dividem opiniões entre pesquisadores. As teorias mais utilizadas em análises de redução de arrasto são divididas em duas classes: uma que é baseada em efeitos viscosos, proposta por Lumley (1973), e outra, proposta por Tabor e De Gennes (1986), que é baseada em efeitos elásticos. Lumley (1973) defende que o aumento da viscosidade extensional do fluido durante o escoamento ocorre devido ao estiramento das moléculas do polímero em certas escalas de turbulência. O autor ainda argumenta que o aumento desta viscosidade, fora da subcamada viscosa, suprime as flutuações turbulentas (responsáveis pela dissipação de energia), incrementando a espessura da camada de transição em direção ao centro do tubo e ocasionando a diminuição do atrito. Já Tabor e De Gennes (1986) propõem a teoria elástica. Os autores consideram que o efeito do polímero é sentido apenas nas pequenas escalas de turbulência, onde a energia elástica acumulada pelos polímeros parcialmente esticados se equipara à energia cinética turbulenta na camada de transição, resultando, assim, na redução do atrito. Ou seja, os polímeros interagem diretamente com as estruturas turbulentas em processo de estica e encolhe. Com isso, a cascata de Kolmogorov² é interrompida prematuramente pelas macromoléculas, impedindo que os vórtices se dividam em outros menores e, dessa forma, diminui a dissipação da energia do escoamento, que ocorreria nas menores escalas de turbulência (escala de Kolmogorov).

Dubief *et al.* (2004) apresentam uma teoria interessante sobre o fenômeno de redução de arrasto, fundamentada na teoria elástica. Com o auxílio de simulações numéricas realizadas

² A cascata de Kolmogorov descreve a transferência de energia em escoamento turbulento, onde grandes vórtices se fragmentam em estruturas menores até que a energia seja dissipada (KOLMOGOROV, 1941).

em canal, os autores descrevem a interação das macromoléculas dos polímeros flexíveis com o escoamento turbulento e propõem que as estas macromoléculas trabalham de forma cíclica e organizada; assim, armazenam energia dos vórtices e cedem esta energia para o escoamento. Esse comportamento pode ser observado na Figura 2, onde o parâmetro E (“trabalho do polímero”) representa a relação entre o polímero e os vórtices turbulentos durante o escoamento. Os subscritos x e α indicam a direção principal do escoamento e qualquer outra direção, respectivamente. A ordenada (y^+) e a abscissa (z^+) são distâncias adimensionais em escala de parede. Os polímeros se encolhem (na região $y^+ = 5$) devido à redução de energia cinética turbulenta, acumulando energia elástica na subcamada de transição. Na sequência, as macromoléculas são esticadas a partir de interações com os vórtices e o escoamento médio desta região ($E_\alpha < 0$). A macromolécula, contendo energia armazenada, é compelida à região de subcamada viscosa, onde volta a se encolher e cede esta energia para o escoamento na direção principal ($E_x > 0$). Este ciclo se repete inúmeras vezes durante o escoamento.

Figura 2 – Interação das macromoléculas com os vórtices próximo à parede. Dubief *et al.* (2004).



Virk *et al.* (1970) reportaram um aspecto fundamental relacionado ao limite máximo de redução de arrasto, o qual é determinado exclusivamente pelo número de Reynolds (Re), definido pela Equação 1.4

$$Re = \frac{\rho V D}{\eta} . \quad (1.4)$$

Onde ρ é a massa específica do fluido, V é a velocidade média do fluido na direção do escoamento, D é o diâmetro do tubo e η é a viscosidade de cisalhamento do fluido. Os autores observaram diferentes concentrações e massas moleculares de vários polímeros e identificaram limite máximo para a redução de arrasto (MDR – *Maximum Drag Reduction*), também chamada de Lei de Virk ou Assíntota de Virk, que é independente do polímero e do diâmetro do tubo.

Em outro estudo, Virk (1975) observou que a concentração (c) necessária para alcançar a máxima redução de arrasto é menor quanto maior for a massa molecular (M_v) do polímero. O autor relata que a concentração e a massa molecular são os fatores que mais influenciam a redução de arrasto. Além disso, outros estudos na literatura mostram que parâmetros adicionais, além da concentração e massa molecular, também influenciam significativamente a redução de arrasto, como a temperatura (T), o número de Reynolds (Re), massa molecular (M_v), estrutura, flexibilidade e relaxamento do polímero, e qualidade do solvente (condição que favorece a dissolução eficiente do polímero, permitindo que as moléculas do polímero fiquem mais dispersas e interajam adequadamente com o meio) (SOARES, 2020; LUMLEY, 1969).

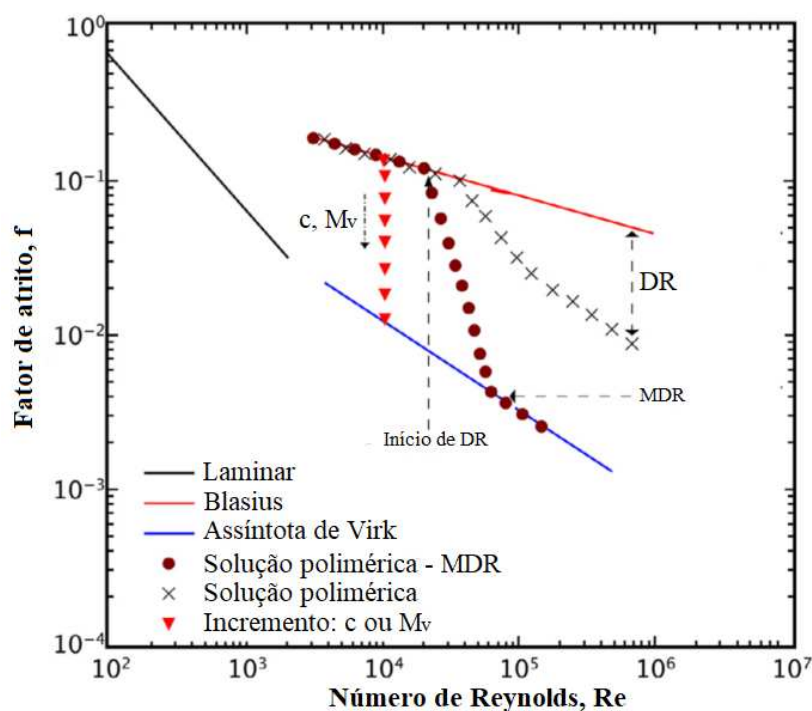
Muitos autores têm relatado (numericamente e experimentalmente) a existência do limite superior para a redução de arrasto com polímeros, mas alguns dados sugerem que este limite pode estar acima da MDR. Bewersdorff e Singh (1988) realizaram vários testes de redução de arrasto em tubos com soluções de Goma Xantana em ampla faixa de concentrações. Os autores observaram DR acima da MDR quando altas concentrações ($c \geq 500$ ppm) foram testadas. Ptasiński *et al.* (2001) também observaram DR acima da MDR em seus experimentos de redução de arrasto em tubos, usando Poliacrilamida. Choueiri *et al.* (2018) mostraram DR acima da MDR em seus experimentos com soluções de Polietileno e Poliacrilamida para números de Reynolds baixos. Como nos trabalhos de Bewersdorff e Singh (1988) e Ptasiński *et al.* (2001), a observação de DR acima da MDR é limitada para números de Reynolds baixos. Recentemente, Barbosa *et al.* (2022) observaram redução de arrasto acima da MDR para soluções poliméricas concentradas. Esta extrapolação da MDR pode estar relacionada à agregação de polímeros, o que é esperado em soluções mais concentradas.

De acordo com o estudo de revisão realizado por Soares (2020), baseado em diversos estudos sobre redução de arrasto, a assíntota de Virk ou MDR (linha azul na Figura 3) pode ser atingida quando se aumenta a concentração e a massa molecular do polímero, mantendo o número de Reynolds constante (representado por triângulos vermelhos na Figura 3). Outra forma de alcançar a MDR é elevando o número de Reynolds (representado por círculos marrons na Figura 3), embora, muitas vezes, não seja atingida, mesmo em valores elevados de Reynolds (cruzes pretas na Figura 3). Se o número de Reynolds for muito baixo, o aumento da concentração e da massa molecular não será capaz de atingir a MDR ou iniciar a redução de arrasto, pois é necessário atingir o número de Reynolds crítico para observar o fenômeno.

O início da redução de arrasto ocorre quando os símbolos se destacam da curva de Blasius (linha vermelha na Figura 3).

De acordo com White e Mungal (2008), a MDR possui duas interpretações. A primeira é baseada na teoria viscosa, utilizada por Virk (1975) e Sreenivasan e White (2000), que afirma que a MDR ocorre quando o efeito do polímero é sentido em todas as escalas do escoamento. Assim, a camada de transição se estende por toda a camada limite. A outra interpretação está associada à teoria elástica, utilizada por Warholic, Massah e Hanratty (1999), Ptasinski *et al.* (2001) e Min *et al.* (2004). Neste caso, a MDR ocorre quando as flutuações turbulentas são significativamente reduzidas, e os mecanismos responsáveis por sustentar a turbulência passam a ser dominados pelas flutuações das tensões elásticas nos polímeros.

Figura 3 - Fator de atrito (f) em função do número de Reynolds (Re), ilustrando o início da redução de arrasto e como a MDR (linha azul) pode ser alcançada. Fonte: Soares (2020). Nota: traduzido pelo autor.



O início da redução de arrasto (apresentado na Figura 3) ocorre apenas para determinado nível de turbulência e é outro aspecto que divide opiniões entre muitos pesquisadores em relação às teorias viscosa e elástica. Segundo a teoria viscosa, defendida por Lumley (1969), Ryskin (1987) e L'vov *et al.* (2004), o início da redução de arrasto ocorre quando os vórtices da subcamada de transição são capazes de esticar as moléculas dos polímeros, suprimindo as flutuações turbulentas e aumentando a espessura da subcamada de

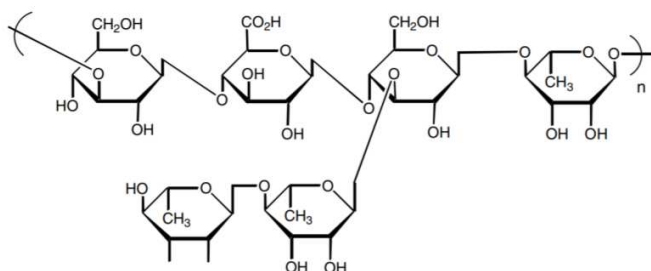
transição. Já a teoria elástica, defendida por Tabor e De Gennes (1986) e Joseph (1990), propõe que o início da redução de arrasto é verificado quando a energia armazenada pelas moléculas parcialmente esticadas se iguala à energia cinética turbulenta de algumas escalas na região da subcamada de transição. Assim, a cascata de Kolmogorov é prematuramente interrompida.

Os polímeros utilizados nos estudos de redução de arrasto podem ser classificados como rígidos ou flexíveis e cada classe apresenta comportamento distinto. Virk (1975) classificou estes comportamentos como Tipo A e Tipo B. O comportamento Tipo A é referente aos polímeros flexíveis, como, por exemplo, Óxido de Polietileno (PEO), Poliácridamida (PAM) e Poliisobutileno (PIB). Nesse caso, quando a solução polimérica está em repouso, as moléculas do polímero se encontram encolhidas. Para que haja redução de arrasto, é necessário alcançar determinado nível de intensidade turbulenta, de modo que as moléculas sejam esticadas ao longo do escoamento. Já o comportamento Tipo B se refere aos polímeros rígidos, como a Goma Xantana e a Goma Diutana. As moléculas destes polímeros já se encontram esticadas em repouso. Dessa forma, para o mesmo número de Reynolds, a redução de arrasto se inicia mais rapidamente, pois as moléculas destes polímeros não precisam ser desenroladas.

Nos experimentos realizados neste trabalho foram utilizados dois tipos de polímeros: um solúvel em água e outro solúvel em hidrocarboneto (querosene). O polímero solúvel em água foi a Goma Diutana (DG – *Diutan Gum*), igual ao utilizado por Santos *et al.* (2020) em experimentos de redução de arrasto em sistemas de tubulações.

A DG é biopolímero e classificado como rígido. Chowdhury *et al.* (1987) afirmam que a DG é proveniente da fermentação aeróbica da bactéria *Sphingomonas sp.* ATCC 53159, que produz o polissacarídeo chamado S-657, ou Goma Diutana. A estrutura do polissacarídeo é mostrada na Figura 4 e consiste em uma cadeia linear principal tetrassacarídica, composta por D-glicose, ácido D-glicurônico, D-glicose e L-ramnose.

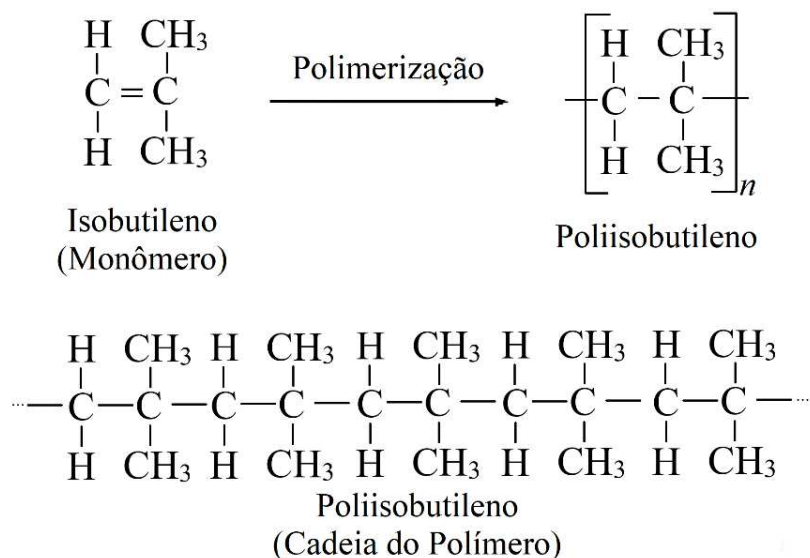
Figura 4 - Estrutura química da Goma Diutana. Adaptado de Chowdhury *et al.* (1987)



O polímero solúvel em hidrocarbonetos utilizado neste trabalho foi o Poliisobutileno (PIB), classificado como polímero flexível. Na literatura, alguns trabalhos empregam este polímero em estudos de redução de arrasto monofásico, utilizando geometria rotativa ou sistemas de tubulação. Kim *et al.* (1997) utilizaram o PIB de diferentes massas moleculares, diluído em querosene. Os experimentos foram realizados em geometria de discos rotativos e alcançaram aproximadamente 17% de redução de arrasto. Lee *et al.* (2002) estudaram a degradação do PIB diluído em querosene. Os autores utilizaram a geometria de disco rotativo e atingiram, no início do experimento, 25% de redução de arrasto para 100 ppm de PIB L140 ($M_v = 2,52 \times 10^6$ g/mol). Após determinado tempo, a redução de arrasto atingiu valor assintótico menor que 5%, evidenciando a perda de eficiência por cisão das moléculas do polímero. Na subseção 1.2.2, a degradação polimérica será tratada com mais detalhes. Outros trabalhos também estudaram o PIB em geometrias rotativas, como nos casos de Choi e Jhon (1996); Choi, Kim e Jhon (1999); e Rashed *et al.* (2016). Abid Ali e Al-Ausi (2008) investigaram a adição de PIB para reduzir arrasto em escoamento de petróleo bruto no Iraque. Os polímeros foram dissolvidos em querosene e injetados por meio de um sistema de bombeamento para atingir concentrações de aproximadamente 10 a 50 ppm. Os autores observaram redução de arrasto de até 30%.

De acordo com Abid Ali e Al-Ausi (2008), o PIB é polímero de cadeia linear com pequenas ramificações. A Figura 5 ilustra o monômero isobutileno e o processo de polimerização, que forma a cadeia polimérica de Poliisobutileno com “n” monômeros.

Figura 5 - Desenho esquemático do monômero isobutileno e da cadeia de Poliisobutileno (PIB). Adaptado de Abid Ali e Al-ausi (2008)



Além dos polímeros utilizados no presente trabalho, a literatura apresenta estudos com outros materiais redutores de arrasto solúveis em hidrocarbonetos. Hassanean *et al.* (2016) alcançaram 36% de redução de arrasto com aproximadamente 60 ppm de polialfaolefina de alto peso molecular, preparada pela técnica de polimerização em emulsão em linha de produção de poços de petróleo bruto no Egito. Rashid *et al.* (2018) testaram a Polivinilpiridina (PVP) em óleo cru do Iraque em diferentes concentrações, atingindo 35% de redução de arrasto para a concentração de 1500 ppm.

Outro polímero redutor de arrasto solúvel em hidrocarbonetos que apresentou resultados satisfatórios é o poliestireno (PS). Este polímero foi estudado por Peyser e Little (1971), Hunston e Zakin (1980), Nakken, Tande e Nyström (2004) e Sultan e colaboradores (2019), alcançando 25% de redução de arrasto no estudo de Sultan e colaboradores (2019). Além do poliestireno, Sultan e colaboradores (2019) também testaram com sucesso o Polidimetilsiloxano (PDMS) dissolvido em gasolina e aplicado em óleo cru, observando redução de arrasto de 29%. Ibrahim *et al.* (2020) testaram o Polimetilmetacrilato (PMMA) em petróleo bruto do Iraque e observaram redução de arrasto de 65% para a concentração de 3000 ppm.

1.2.2 A cisão mecânica da cadeia polimérica

Existe, para a maioria dos polímeros, uma perda de eficiência na redução de arrasto, que é causada pela cisão (quebra) da macromolécula e, conseqüentemente, pela redução da massa molecular, devido à interação mecânica entre as moléculas e as estruturas turbulentas (SOARES, 2020).

Diversos trabalhos na literatura investigam a cisão de cadeias poliméricas, com os primeiros estudos remontando a Frenkel (1944). Desde então, pesquisas têm buscado compreender mais profundamente este fenômeno e avaliar a influência de diferentes parâmetros. Estudos na área incluem investigações em sistemas de tubulações (PATERSON; ABERNATHY, 1970; CULTER *et al.*, 1975; SEDOV *et al.*, 1979; HUNSTON; ZAKIN, 1980; HORN; MERRIL, 1984; MOUSSA; TIU, 1994) e em geometrias rotativas (KIM *et al.*, 2000; NAKKEN, TANDE e ELGSAETER, 2001; CHOI *et al.*, 2002; KALASHNIKOV, 2002; PEREIRA; SOARES, 2012). A maioria destes estudos avalia a degradação polimérica com base na medição do fator de atrito ou na viscosidade intrínseca. Uma revisão abrangente sobre o fenômeno de degradação polimérica foi apresentada por Soares (2020).

A cisão mecânica é iniciada quando a força sobre a cadeia polimérica passa a ser maior que a força de ligação da macromolécula. A força máxima na cadeia polimérica é proporcional a $Re^{3/2}$ (VANAPALI *et al.*, 2006). Além disso, a cisão mecânica pode ocorrer em escoamento laminar ou turbulento. No caso de escoamento laminar, o efeito do escoamento é puramente extensional e a macromolécula é alongada e a força é máxima no meio do comprimento. Odell e Keller (1986) definem esta força pela relação descrita na Equação 1.5

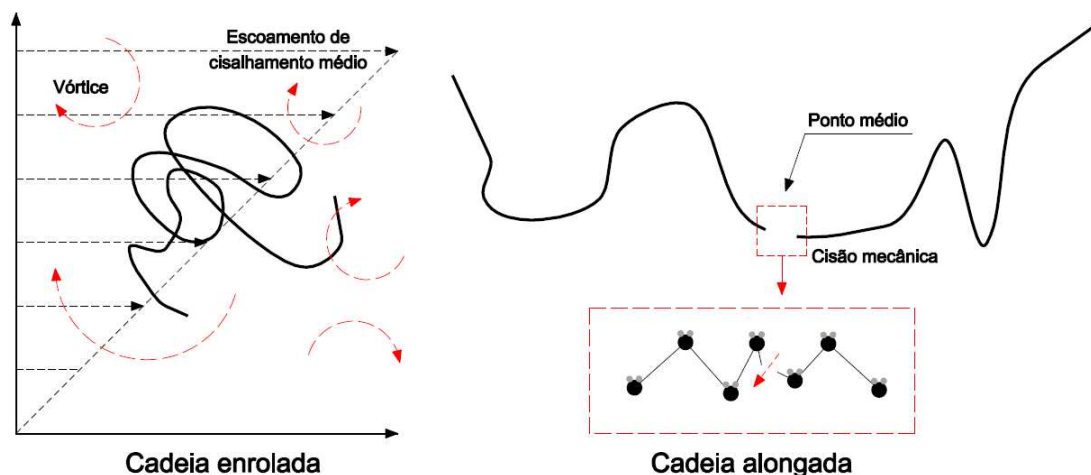
$$F_d \propto \dot{\epsilon} \eta M_v^2. \quad (1.5)$$

Onde $\dot{\epsilon}$ é a taxa de extensão média (ou taxa elongacional), η é a viscosidade de cisalhamento do solvente e M_v é a massa molecular (SOARES, 2020).

Vanapalli *et al.*, (2006) observam que a força F_d também é proporcional a M_v^2 , porém, diferentemente do escoamento laminar elongacional, o escoamento turbulento causa um efeito médio extensional que não é o responsável pelas condições críticas (força máxima de cisão). Conforme relatado por Soares (2020), o cisalhamento médio tem função importante, mas as estruturas turbulentas são as principais fontes para tracionar o polímero, através do sistema de contra torque, o que produz a extensão local que o autor chama de taxa de extensão aparente ($\dot{\epsilon}_{ap}$). A principal diferença em relação ao escoamento laminar é que a $\dot{\epsilon}_{ap}$ não é constante com o tempo e depende fortemente da concentração e massa molecular do polímero.

O tamanho da cadeia polimérica aumenta com a massa molecular, o que torna o polímero mais suscetível à degradação por cisão mecânica. Esta cisão resulta na diminuição da massa molecular e, conseqüentemente, implica na perda de eficiência na redução de arrasto (PATERSON; ABERNATHY, 1970; CULTER *et al.*, 1975; HORN; MERRIL, 1984; WHITE; MUNGAL, 2008). Além disso, de acordo com Horn e Merrill (1984), a cadeia polimérica sofre ruptura próxima ao ponto médio e tende a reduzir a massa molecular pela metade a cada evento que se repete. Esta ruptura no ponto médio é devida à concentração de altas tensões nesta região durante o escoamento. A Figura 6 mostra o esquema de degradação polimérica, onde inicialmente a cadeia polimérica se encontra encolhida (em repouso) e, após a aplicação da tensão (escoamento), a cadeia polimérica é esticada devido à atuação da força de arrasto hidrodinâmica, ocorrendo a cisão mecânica no ponto médio da molécula.

Figura 6 - Esquema da cisão da cadeia polimérica. Fonte: Traduzido de Soares (2020).



Horn e Merrill (1984) acreditam que a degradação ocorre quando as macromoléculas se encontram tracionadas e alinhadas com o escoamento. A Figura 7 ilustra o processo de estiramento e relaxação da cadeia polimérica, que ocorre constantemente (de forma cíclica) no escoamento turbulento. Já no escoamento laminar, o estiramento do polímero pode ocorrer quando a solução polimérica estiver sujeita a alta taxa de extensão (ao passar por contração, por exemplo).

Figura 7 - Esquema do alongamento e relaxamento da cadeia polimérica. Adaptado de Kulicke e Clasen (2004).

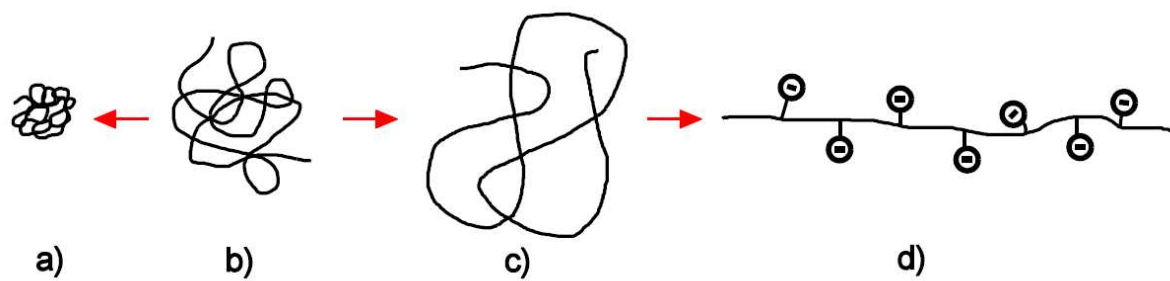


A cisão molecular não é infinita; existe limite máximo de cisão para determinada condição de turbulência. Vanapalli, Islam e Solomon (2005), em seus estudos experimentais sobre a degradação de soluções de Óxido de Polietileno (PEO) e Poliacrilamida (PAM) em escoamento turbulento em dutos, observaram que, quando o número de Reynolds era fixado, a massa molecular média diminuía gradativamente (análise feita através de cromatografia em gel) e, a partir de determinado tempo de experimento, a redução de arrasto tendia para o regime permanente (valor assintótico), região na qual nenhuma degradação adicional era

observada. Este comportamento também foi observado por Choi *et al.* (2000), Nakken, Tande e Elgsaeter (2001), e Pereira e Soares (2012) em seus estudos sobre degradação polimérica.

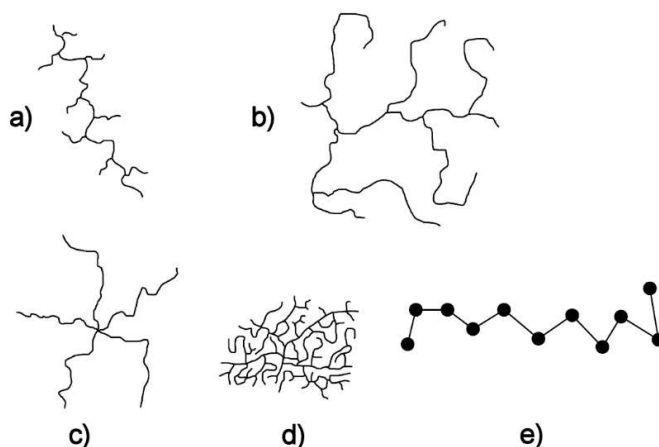
Para Young e Lovell (2011), os polímeros são várias moléculas conectadas em forma de cadeia, formando estrutura semelhante a bobina quando em solução diluída. As moléculas podem assumir forma de partícula esférica, agregadas compactas ou estrutura linear em forma de bastão (no caso de polímeros iônicos). Esta forma de bastão é devida às forças de repulsão que agem na cadeia polimérica. A Figura 8 ilustra as formas que a cadeia polimérica pode assumir no fluido em repouso, que são: a) compacto, b) solução pseudo-ideal (quando a cadeia está em sua forma não perturbada), c) bom solvente e d) haste rígida.

Figura 8 - Estágios da conformação dos polímeros em uma solução. Fonte: Kulicke e Clasen (2004).



Ainda de acordo com Young e Lovell (2011), os polímeros podem apresentar estruturas lineares ou ramificadas, conforme ilustrado na Figura 10. Observa-se que podem existir várias formas de ramificações, que são: a) cadeia curta ramificada, b) cadeia longa ramificada, c) cadeia em forma de estrela, e d) hiper-ramificações (estrutura dendrítica), além da cadeia linear, representada pela letra e).

Figura 9 - Diferentes tipos de estruturas de polímeros. Fonte: Kulicke e Clasen (2004).



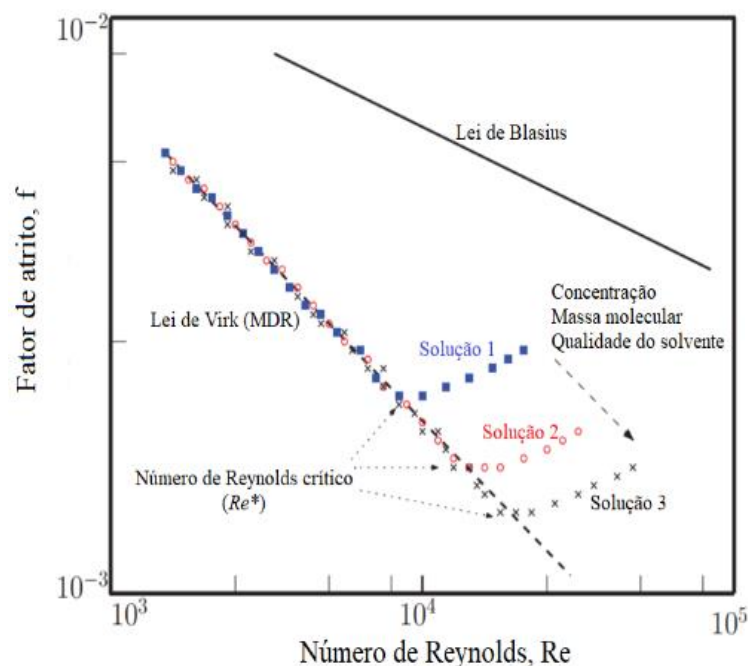
Diversos autores, como Lumley (1969), Virk (1975), Moussa e Tiu (1994), White e Mungal (2008), Pereira e Soares (2012) e Soares (2020), comentam que a cisão molecular depende de vários parâmetros, como: a concentração do polímero, a massa molecular do polímero, a estrutura química do polímero, a configuração linear do polímero, a temperatura, a intensidade turbulenta, a interação do polímero e solvente, o tempo de residência no escoamento turbulento, a polidispersidade e a geometria ou ocorrência local (contração, expansão, etc.).

Para compreender melhor a degradação polimérica, alguns parâmetros, como a concentração, a massa molecular, a razão de contração, o comprimento e o diâmetro de tubo, o tempo em que a solução polimérica fica exposta ao escoamento turbulento e a qualidade do solvente foram avaliados por Moussa e Tiu (1994). Após as análises, os autores sugerem que grande parte da degradação acontece em regiões de alta taxa de extensão (região de entrada, por exemplo). Na Figura 10, que relaciona o fator de atrito com o número de Reynolds, é apresentada de forma esquemática a influência da concentração, massa molecular e qualidade do solvente na degradação do polímero. A linha preta contínua representa a lei de Blasius, a linha preta tracejada representa a lei de Virk (MDR) e os símbolos representam soluções distintas para mostrar os efeitos da c , M_v e qualidade do solvente. Considerando que as soluções poliméricas possuem propriedades suficientes para atingir a MDR, observa-se que, para baixo Re , o fator de atrito é pequeno e acompanha a assíntota de Virk. Além disso, verifica-se que, a partir do número de Reynolds crítico (Re^*), o fator de atrito aumenta e tende a afastar-se da assíntota de Virk; este afastamento é devido à degradação do polímero. No trabalho de Moussa e Tiu (1994) foi observado que Re^* é função crescente da concentração, massa molecular e qualidade do solvente.

Para analisar o efeito do solvente, Moussa e Tiu (1994) utilizaram Poliisobutileno (PIB) de alta massa molecular em ciclohexano e tolueno. A análise de degradação do polímero foi feita desde baixas até altas taxas de cisalhamento. Para números de Reynolds baixos, o fator de atrito medido experimentalmente coincide com a MDR; porém, a partir do número de Reynolds crítico ($Re^* \approx 2,5 \times 10^4$), a degradação do polímero começa a ser significativa e o fator de atrito aumenta. Além disso, os autores observaram que a degradação polimérica em números de Reynolds baixos é maior no solvente de baixa qualidade. Já em números de Reynolds altos, a degradação polimérica é mais rápida no bom solvente. Este efeito de degradação polimérica relacionado à qualidade do solvente foi observado por

Harrington e Zimm (1965). Independente da qualidade do solvente, medidas de distribuição da massa molecular apontaram que a cisão ocorre na região central da cadeia polimérica.

Figura 10 - Representação esquemática da influência da concentração (c), da massa molecular (M_v) e da qualidade do solvente na degradação do polímero. Adaptado de Soares (2020) e de Moussa e Tiu (1994).

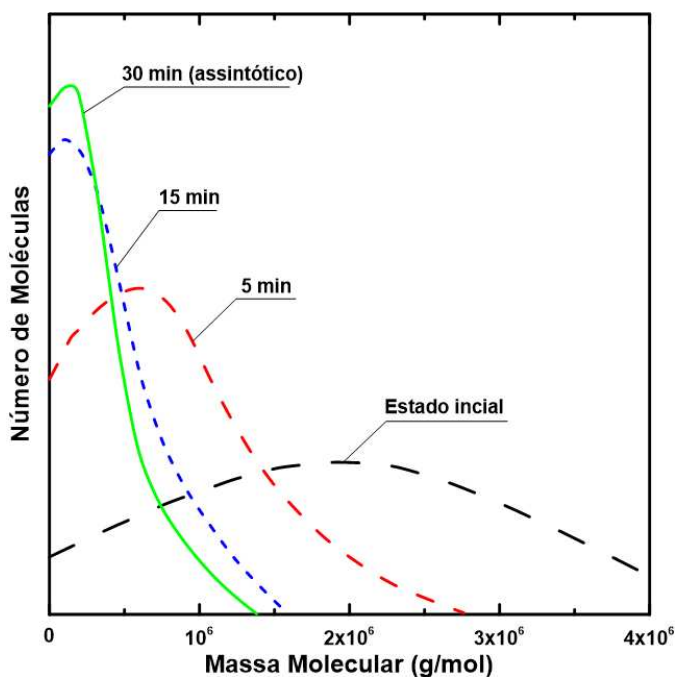


Moussa e Tiu (1994) ainda observaram que, mesmo em baixos números de Reynolds e baixa concentração (10 ppm de xarope de milho), a MDR era atingida. Além disso, os autores sugeriram que existe degradação do polímero mesmo em baixos números de Reynolds ($Re < Re^*$), porém, como o número de moléculas degradadas é pequeno, não é suficiente para aumentar o fator de atrito. O número de Reynolds crítico é maior quanto maior for a concentração do polímero. Os autores também comentam que a polidispersidade, que é a heterogeneidade na distribuição de M_v , tem influência na degradação do polímero. De acordo com seus experimentos, usando dois polímeros de mesma massa molecular, aquele com maior polidispersidade degrada mais rápido, já que moléculas maiores são mais suscetíveis à cisão. Porém, à medida que o polímero vai degradando, a influência da polidispersidade diminui.

A cisão molecular é interrompida após determinado tempo, para determinada condição de escoamento, ou seja, a massa molecular atinge valor assintótico. Diversos pesquisadores relatam este fenômeno, tanto para o regime laminar elongacional quanto turbulento (SOARES, 2020). Lee *et al.* (2002) estudaram solução de 100 ppm de Poliisobutileno (PIB) diluído em querosene em geometria de disco rotativo e verificaram que a distribuição da

massa molecular média atinge valor assintótico rapidamente em escoamento turbulento, em torno de 30 min. A Figura 11 ilustra a distribuição da massa molecular média para alguns tempos de experimento.

Figura 11 - Representação esquemática da evolução da distribuição da massa molecular de uma solução de Poliisobutileno em querosene. Adaptado de Soares (2020) e Lee *et al.* (2002). Nota: traduzido pelo autor.



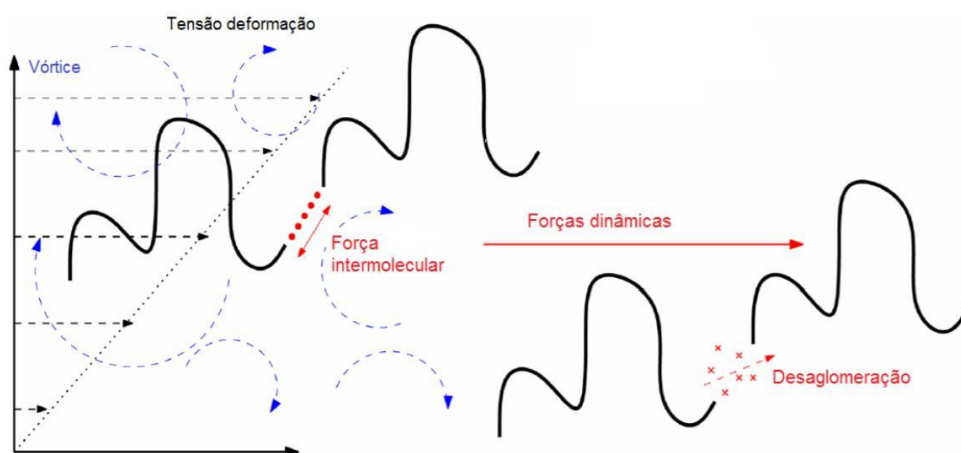
Verifica-se inicialmente, na Figura 11, ampla faixa de distribuição de massa molecular. Com o decorrer do experimento, esta faixa tende a se estreitar para valores menores de massa molecular. Como já mencionado anteriormente, a cisão molecular ocorre preferencialmente em moléculas maiores, fazendo com que, ao final do experimento, todas as moléculas tenham aproximadamente o mesmo tamanho. Outros autores também observaram este efeito; por exemplo, Vanapalli, Islam e Solomon (2005) estudaram o escoamento turbulento de solução polimérica sem a ação de bomba e verificaram que a distribuição da massa molecular atinge valor assintótico após apenas 10 passagens pelo sistema (composto basicamente por dutos). Soares (2020) argumenta que, na etapa inicial do escoamento, a cisão é mais acentuada e tende a cessar depois de determinado tempo, quando é alcançado o equilíbrio entre as interações do escoamento turbulento com os polímeros.

Sandoval e Soares (2016) avaliaram a degradação mecânica de três polímeros (PAM, PEO e Goma Xantana (XG)) em sistema de tubulação no qual o escoamento era impulsionado por pressão (a partir de compressor) ou por bomba centrífuga. Os resultados mostraram que, ao passar pela bomba, a degradação do polímero era mais significativa (principalmente para o

PEO) e a redução de arrasto atingia valores assintóticos menores. Também mostraram, assim como outros autores, a influência do tempo de residência (t_r) ou tempo em que a solução polimérica fica exposta ao escoamento turbulento. Esta exposição resulta na degradação do polímero e faz com que a redução de arrasto diminua até atingir valor assintótico. Nesse caso, o patamar assintótico foi atingido após 40 passes no sistema de tubulações.

Ao contrário dos polímeros flexíveis, alguns autores defendem que a degradação polimérica não ocorre em polímeros rígidos (Goma Xantana e Goma Diutana, por exemplo). Estes autores consideram que as moléculas do polímero rígido permanecem esticadas quando estão em repouso. Por mais que, para alguns casos, haja perda de eficiência na redução de arrasto com o tempo, os autores justificam que este comportamento é resultado do fenômeno de desagregação. Se o tempo for muito longo, pode haver degradação biológica do polímero e, conseqüentemente, perda de eficiência. Mesmo em baixas concentrações, as moléculas tendem a formar agregados com ligações intermoleculares fracas. Ao expor estes agregados ao escoamento, as ligações intermoleculares são desfeitas, resultando na desagregação (PEREIRA, ANDRADE e SOARES, 2013; SOARES *et al.*, 2015, SOARES *et al.*, 2019 e SOARES, 2020). Santos *et al.* (2020) verificaram que a solução de Goma Diutana perde pouca eficiência (ou quase nada) quando exposta ao escoamento turbulento. A Figura 12 ilustra o processo de desagregação molecular.

Figura 12 - Esquema de desagregação molecular. Adaptado de Soares *et al.* (2015)



1.2.3 Redução de arrasto em escoamento multifásico

Entre as categorias mais comuns de escoamento em diversas áreas está o escoamento multifásico, caracterizado pelo escoamento simultâneo de duas ou mais fases, como gás-líquido, gás-sólido, líquido-líquido, gás-líquido-líquido, gás-líquido-sólido e líquido-líquido-sólido. Os escoamentos gás-líquido e líquido-líquido têm maior importância e aplicação na indústria de petróleo e gás (HEYWOOD e CHENG, 1984).

Como as fases apresentam propriedades físicas distintas, têm a tendência de se separar e escoar em velocidades diferentes, resultando em escoamento com propriedades físicas diferentes do escoamento monofásico (de cada fase isolada). Esta nova distribuição de propriedades físicas resulta em diferentes padrões de escoamento, que são governados por forças de empuxo, turbulência, inércia e tensão superficial (ABUBAKAR *et al.*, 2014).

Diferentemente do escoamento monofásico, o padrão de escoamento é característica importante no escoamento multifásico, pois ajuda a entender a queda de pressão envolvida e as particularidades do escoamento de cada fase. Os padrões de escoamento dependem das velocidades superficiais das fases no escoamento multifásico (DE SCHEPPER *et al.*, 2008). A velocidade superficial (V_s) é a razão da vazão de uma fase (Q_{fase}) pela área transversal total (A_{total}), representada pela Equação 1.6

$$V_s = \frac{Q_{fase}}{A_{total}}. \quad (1.6)$$

Ou seja, assume-se que apenas uma fase está escoando na tubulação.

O escoamento gás-líquido é uma classe de escoamento multifásico, com padrões como o estratificado, em golfada e anular, amplamente observados na indústria petrolífera. O escoamento estratificado é o escoamento em camadas separadas, podendo haver ondas na interface. Por outro lado, o escoamento em golfadas é caracterizado por região de bolha longa de gás e uma região de golfada de líquido intermitente contendo bolha de gás dispersa. Já o escoamento anular apresenta núcleo contínuo de gás, muitas vezes transportando gotículas de líquido por meio de filme fino de líquido na parede da tubulação (DE SCHEPPER *et al.*, 2008).

O primeiro experimento de redução de arrasto em escoamento multifásico foi relatado por Oliver e Hoon (1968). Os autores escoaram solução aquosa de Óxido de Polietileno (PEO) e ar, formando escoamento bifásico gás-líquido. Os autores observaram mudanças nos padrões de escoamento estudados sem e com polímero. Greskovich e Shrier (1971)

alcançaram 40% de redução de arrasto em escoamento de ar e água utilizando PEO. Mais recentemente, Mowla e Naderi (2006) estudaram o efeito do Poliisobutileno (PIB) em escoamento de ar e petróleo cru. Os autores relataram redução de arrasto de 40% para algumas condições experimentais. Outros estudos similares de redução de arrasto em escoamento bifásico gás-líquido incluem os trabalhos de Rosehart *et al.* (1972), Sylvester e Brill (1976), Otten e Fayed (1976), Sylvester *et al.* (1980), Kang e Jepson (1999 e 2000), Al-Sarkhi e Hanratty (2001a e 2001b), Soleimani, Al-Sarkhi e Hanratty (2002), Baik e Hanratty (2003), Fernandes, Jutte e Rodrigues (2004), Al-Sarkhi, Abu-Nada e Batayneh (2006), Moré, Kang e Magalhães (2008), Xu *et al.* (2009) e Al-Sarkhi (2012). Na maioria destes trabalhos, a água é utilizada como fase líquida.

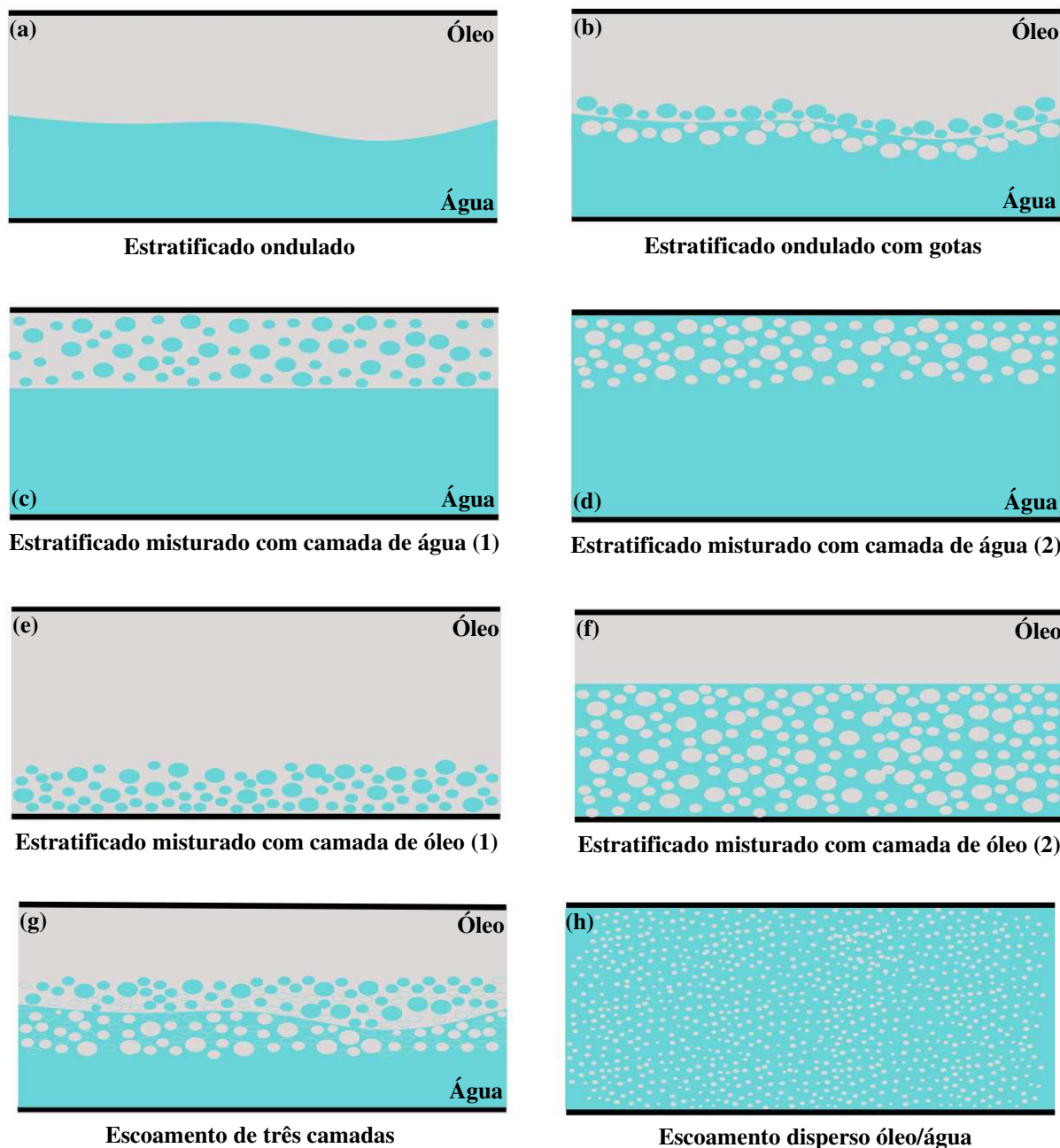
O escoamento bifásico líquido-líquido é caracterizado pelo escoamento de dois líquidos imiscíveis. Quando dois líquidos imiscíveis estão escoando juntos, podem se distribuir em várias configurações, que são chamadas de padrões de escoamento. Cada padrão apresenta suas propriedades hidrodinâmicas. Estes padrões dependem de vários parâmetros, que são: proporção das fases, geometria do tubo, vazão total, viscosidade e densidade de cada fase, tensão superficial e outras propriedades interfaciais (SOLEIMANI, 1999). A observação visual é o método mais básico para identificar os padrões em escoamento multifásico. Isso pode ser feito usando a técnica fotográfica ou em vídeos. No entanto, a observação visual apresenta limitação: a refração da luz em diferentes meios, o que dificulta a visualização clara da estrutura do escoamento (SOLEIMANI, LAWRENCE e HEWITT, 1997).

Al-Yaari *et al.* (2009) estudaram o escoamento bifásico horizontal óleo-água. Os experimentos foram realizados com água de torneira e óleo produzido na Arábia Saudita, que é similar ao querosene. O aparato experimental dos autores possui um tubo de acrílico de 10 metros, onde observam-se os padrões de escoamento. Os autores classificaram os padrões de escoamento em diferentes categorias, baseando-se nas características das interfaces e na disposição das fases, conforme apresentado na Figura 13.

De acordo com Al-Yaari *et al.* (2009), o primeiro padrão identificado, denominado estratificado ondulado (*Stratified wavy flow – SW*), apresenta fases completamente segregadas com interface ondulada, indicado pela letra (a) na Figura 13. Já no padrão estratificado ondulado com gotas (*Stratified wavy/drops – SWD*), observa-se a incorporação de gotas em uma ou em ambas as fases, concentrando-se próximo à zona de interface, indicado pela letra (b) na Figura 13. No caso do escoamento estratificado misturado com camada de água (*Stratified mixed/water layer – SMW*), são observadas duas camadas no escoamento: uma

inferior composta por água pura e outra superior que pode ser de óleo contínuo contendo dispersão de gotículas de água, ou de água contínuo contendo dispersão de gotículas de óleo, ou ainda uma combinação desses dois cenários, indicado pelas letras (c) e (d) na Figura 13.

Figura 13 - Esquema de padrões de escoamento horizontal. Adaptado de Al-Yaari *et al.* (2009)



De forma análoga, o padrão estratificado misturado com camada de óleo (*Stratified mixed/oil layer – SMO*) também apresenta duas camadas no escoamento: uma superior composta por óleo e uma inferior que pode ser contínua em óleo, contendo dispersão de gotículas de água, ou contínua em água, contendo dispersão de gotículas de óleo, ou uma

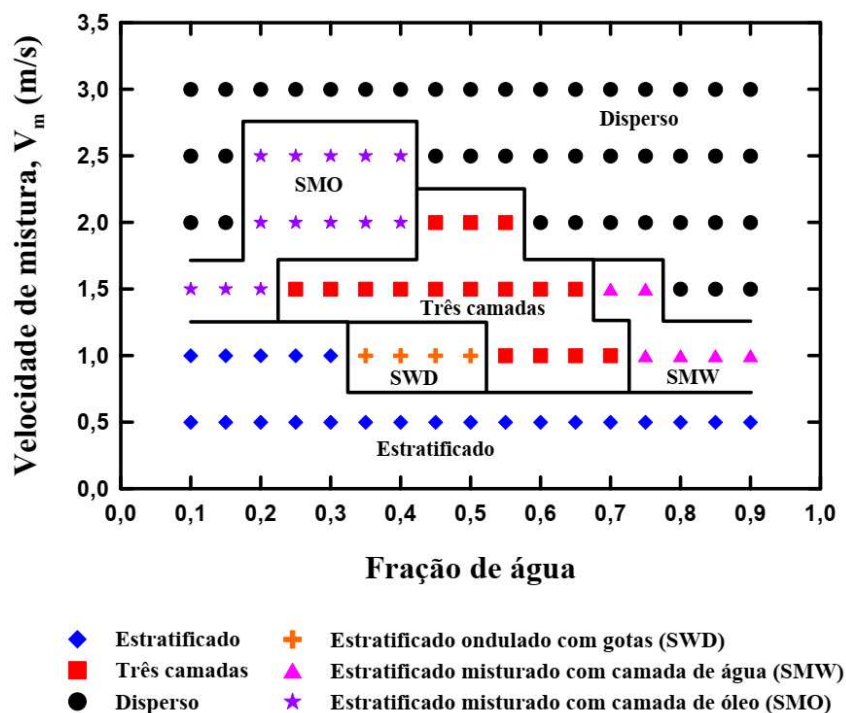
combinação de ambos, indicado pelas letras (e) e (f) na Figura 13. Outro padrão identificado é o fluxo de três camadas (*Three layers flow*), no qual há camadas de óleo na parte superior, de água na parte inferior e uma camada dispersa no meio, localizada no centro, indicado pela letra (g) na Figura 13. Por fim, no escoamento disperso (*Dispersed flow*), uma fase está completamente dispersa na outra, sob a forma de gotículas, indicado pela letra (h) na Figura 13.

Geralmente, os padrões de escoamento são representados por mapas conhecidos como mapas de padrão de escoamento. Esses mapas podem ser representados relacionando as velocidades superficiais de cada fase ou relacionando-se à velocidade de mistura das fases com a fração de uma das fases. A velocidade de mistura (V_m) é a soma das velocidades superficiais de cada fase, representada pela Equação 1.7

$$V_m = V_{so} + V_{sa} \quad (1.7)$$

Onde V_{so} é a velocidade superficial da fase oleosa e V_{sa} é a velocidade superficial da fase aquosa. De acordo com o trabalho de Al-Yaari *et al.* (2009), os padrões de escoamento ilustrados na Figura 13 são representados em forma de mapa de padrão de escoamento, como mostrado na Figura 14. Observa-se que os padrões de escoamento dependem da velocidade de mistura e das frações das fases. Quanto maior a velocidade de mistura, maior a tendência de se ter escoamento disperso.

Figura 14 - Mapa de padrões de escoamento. Adaptado de Al-Yaari *et al.* (2009)



Quando o escoamento é disperso, uma fase é contínua e a outra é dispersa. Assim, em baixas frações de água, a fase contínua é o óleo e a água é a fase dispersa. Já para altas frações de água, ocorre o inverso. Ou seja, existe região em que há a inversão das fases contínua e dispersa. Ioannou e colaboradores (2005) estudaram o efeito da inversão de fase no gradiente de pressão no escoamento disperso de dois líquidos imiscíveis. Os autores observaram que, na inversão das fases, o gradiente de pressão aumentava e, logo em seguida, ocorria uma queda, quando a nova fase contínua se estabelecia. Este fenômeno é influenciado por diversos fatores que afetam as propriedades da mistura, como a velocidade de mistura e o diâmetro e a rugosidade do tubo. Este efeito também foi observado e relatado por Piela *et al.* (2006) e Al-Yaari *et al.* (2009).

De acordo com Shams e Shad (2019) e Tan *et al.* (2022), para o escoamento bifásico líquido-líquido, estima-se o número de Reynolds com base nas propriedades da mistura, como a massa específica de mistura (ρ_m), velocidade de mistura (V_m) e viscosidade dinâmica de mistura (μ_m), a partir da Equação 1.8

$$\text{Re}_m = \frac{\rho_m V_m D}{\mu_m}. \quad (1.8)$$

Sendo que, ρ_m e μ_m são obtidas pela média ponderada das massas específicas e viscosidades, considerando as frações das fases.

O primeiro estudo sobre redução de arrasto em escoamento bifásico líquido-líquido foi conduzido por Al-Wahaibi, Smith e Angeli (2007). Os autores usaram copolímero de Poliacrilamida e acrilato de sódio. Os resultados mostraram um forte efeito do polímero nos padrões de escoamento e redução de 50% no gradiente de pressão para a fração de água em torno de 60%. Al-Yaari *et al.* (2009) estudaram a redução de arrasto em escoamento bifásico com polímeros solúveis em água e obtiveram redução de arrasto de 65% para altas velocidades de mistura (2 m/s) e fração de água de 90%. Os autores observaram que o gradiente de pressão é reduzido significativamente e que esta redução depende da fração de água, velocidade de mistura, concentração e massa molecular do polímero. Além disso, também perceberam que, no regime de escoamento disperso, a adição de polímero reduz o grau de mistura e pode eliminar o pico de inversão de fase. Abubakar *et al.* (2015b), em estudo com polímeros solúveis em água, observaram que, na região dominada pela fase aquosa, a taxa de redução de arrasto aumenta com a velocidade de mistura e diminui com o aumento da velocidade de óleo. Por outro lado, na região dominada pela fase oleosa, o polímero apresenta pouco ou nenhum efeito na taxa de redução de arrasto, visto que atua

principalmente na fase aquosa. Este efeito foi verificado por Al-Yaari *et al.* (2009), Eshrati *et al.* (2017) e Quan *et al.* (2019).

Assim como no escoamento monofásico, no escoamento multifásico existem vários fatores que podem influenciar o desempenho do agente redutor de arrasto. Estes fatores têm sido estudados por diversos pesquisadores recentemente. Por exemplo, Al-Wahaibi *et al.* (2013) relataram a influência do diâmetro do tubo; Abubakar *et al.* (2015a) estudaram o efeito da rugosidade e do ângulo de inclinação da tubulação; Alwasiti *et al.* (2021) abordaram a influência da temperatura, viscosidade do fluido, tipo de agente redutor de arrasto e fração de água; Al-Yaari *et al.* (2009) analisaram o efeito da massa molecular do polímero e a influência do sal; e Al-Yaari *et al.* (2009) e Quan *et al.* (2019) relataram o efeito da concentração de polímero.

Shams e Shad (2019) utilizando Goma Xantana observaram que a adição do polímero altera os padrões de escoamento, os limites de transição dos padrões de escoamento, os gradientes de pressão e o fator de atrito. Esta mudança nos padrões de escoamento também foi observada por Al-Wahaibi *et al.* (2007), Al-Yaari *et al.* (2009), Yusuf *et al.* (2012), Abubakar *et al.* (2015b), Edomwonyi-Otu, Chinaud e Angeli (2015) e Tan *et al.* (2022).

Mohsenipour e Pal (2013) investigaram os efeitos de polímeros não iônicos e tensoativos catiônicos no escoamento de óleo e água. Os resultados experimentais mostraram efeito sinérgico na redução de arrasto, especialmente em baixas concentrações de polímero e altas concentrações de surfactantes.

Durante a revisão da literatura sobre a redução de arrasto em escoamentos bifásicos (líquido-líquido), verificou-se que a maioria dos estudos se concentra na aplicação de agentes redutores de arrasto na fase aquosa, enquanto o uso de polímeros solúveis exclusivamente na fase oleosa não é explorado. Além disso, o uso combinado de agentes redutores em ambas as fases simultaneamente representa outra lacuna significativa no conhecimento atual. Observou-se também que a degradação dos polímeros, aspecto crucial para a eficiência destes agentes, tem sido pouco investigada em escoamentos bifásicos em estudo de redução de arrasto.

1.3 Caracterização do problema

Este trabalho tem como objetivo investigar a eficiência e a degradação do polímero Poliisobutileno (PIB) diluído em querosene em escoamentos monofásico e bifásico disperso em sistema de tubulações. Para alcançar estes objetivos, será utilizada uma bancada

experimental, construída com base no modelo descrito por Sandoval e Soares (2016), com adaptações para permitir escoamentos multifásicos na seção de teste, além de incluir um trecho dedicado à observação direta do escoamento. Detalhes do aparato experimental estão apresentados na Figura 15.

A pesquisa será conduzida em duas etapas. Na primeira, será avaliada a eficiência e a degradação do PIB em escoamentos monofásicos, considerando três diferentes massas moleculares ($M_v = 2,8 \times 10^6$, $4,7 \times 10^6$ e $8,0 \times 10^6$ g/mol). Na segunda etapa, serão realizados testes em escoamentos bifásicos no padrão disperso, utilizando água filtrada, querosene e polímeros solúveis em água (DG) e em querosene (PIB de maior massa molecular). Os experimentos bifásicos avaliarão o efeito isolado de cada polímero (DG e PIB), além de investigar a interação entre ambos, quando presentes em seus respectivos solventes.

A eficiência da redução de arrasto (DR) será analisada com base no gradiente de pressão, comparando os resultados obtidos com e sem a presença dos polímeros. Além disso, será realizada análise da degradação do PIB nos escoamentos monofásico e bifásico. Vale destacar que, devido às variações nas propriedades das misturas (como massa específica e viscosidade) à medida que as frações das fases mudam, o número de Reynolds não será mantido constante durante os experimentos.

2 ABORDAGEM EXPERIMENTAL

Neste capítulo apresenta-se a bancada experimental para realização dos testes de redução de arrasto, a descrição dos experimentos, os procedimentos de preparo e caracterização das soluções poliméricas, incluindo a medição da viscosidade intrínseca, a determinação da concentração de *overlap*, a descrição dos testes de redução de arrasto e a análise estatística e de incerteza utilizadas nos resultados.

2.1 Descrição geral da bancada e componentes básicos

A Figura 15 mostra a bancada experimental utilizada nesse trabalho. A bancada é composta por um tanque de armazenamento, um vaso de pressão, um vaso separador, válvulas de segurança, duas bombas centrífugas, compressores de ar, tubos, conexões, um medidor de vazão eletromagnético e outro ultrassônico, cinco transdutores de pressão, quatro transmissores de temperatura e tubo de acrílico para visualização do escoamento. A bancada foi projetada para realizar testes monofásicos e bifásicos. Nos testes monofásicos, o líquido pode ser impulsionado pela bomba ou compressão de ar. Nos testes bifásicos, os líquidos são impulsionados por duas bombas centrífugas, uma para cada fase. As bombas são da marca Thebe, mas de modelos diferentes. A bomba da linha de óleo é o modelo THA-16-3KM, com rotação máxima de 3500 rpm, potência elétrica de 1,10 kW, vazão máxima de 5 m³/h e motor à prova de explosão. A bomba da linha de água é o modelo THA-16-JJM, com rotação máxima de 3500 rpm, potência elétrica de 0,74 kW e vazão máxima de 4,2 m³/h. Cada bomba possui inversor de frequência para controlar a rotação e, conseqüentemente, a vazão. O compressor de ar é da marca Schulz, modelo MSV 12/175, do tipo odontológico e isento de óleo lubrificante, para evitar a contaminação do fluido de trabalho. O ar comprimido é usado para acionar as válvulas pneumáticas e pode também impulsionar o escoamento do líquido, evitando que passe pela bomba e, assim, prevenindo a degradação mecânica causada pelo rotor. O vaso de pressão tem capacidade de 250 litros e pressão máxima de trabalho de 10 bar.

2.1.1 Instrumentação

Todos os instrumentos utilizados na bancada (medidores de vazão, pressão e temperatura) emitem sinal de saída de 4 a 20 mA. O medidor de vazão da linha de óleo é do

tipo ultrassônico, marca Tecnofluid, modelo TF-2000, com faixa de medição de 0,03 a 7,0 m/s, o que corresponde a uma faixa de 0 a 4,5 m³/h, com precisão de 1% do valor medido. Seu princípio de funcionamento é baseado no tempo de trânsito de ondas sonoras que se movem através do líquido, sem interferir no escoamento. O medidor de vazão da linha de água é do tipo eletromagnético, marca Emerson Process Management, modelo Rosemount 8750W, com faixa de medição de 0,01 a 12,0 m/s, o que corresponde a uma faixa de 0 a 9,2 m³/h, com precisão de 0,5% do valor medido. Ele consiste em uma bobina magnética que circunda o tubo e dois eletrodos perfurados que estão em contato com o fluido, sem interferir no escoamento. Logo, ambos os medidores de vazão são não intrusivos e, portanto, não influenciam o escoamento nem causam perda de carga ou degradação do polímero. Vale ressaltar que, para o medidor eletromagnético, cuja medição é baseada em corrente elétrica, é necessário que a água contenha uma quantidade adequada de íons para seu funcionamento.

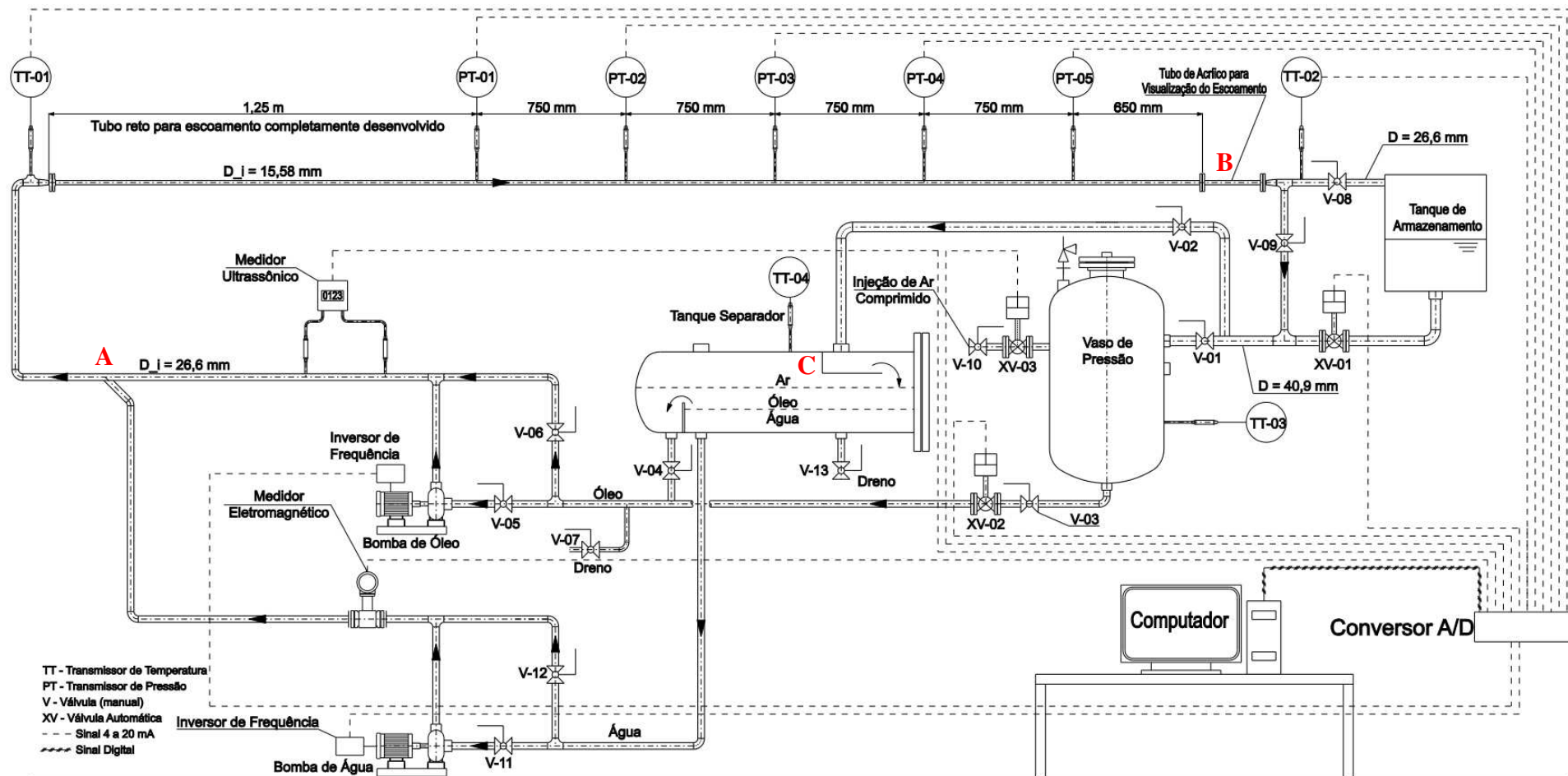
Os quatro transmissores de temperatura (TT-01, TT-02, TT-03 e TT-04) são do tipo PT.100, marca Warme, com faixa de utilização de 0 a 200 °C, 0,1% de precisão e conexão roscada DN ½” (12,7 mm) NPT, para TT-01 e TT-02, e DN ¼” (6,35 mm) NPT, para TT-03 e TT-04. Os cinco transdutores de pressão utilizados no trecho reto (seção de teste), indicados na Figura 14 como PT-01, PT-02, PT-03, PT-04 e PT-05, são da marca Warme, modelo WTP 4010, e medem pressões entre 0 e 3 bar. Eles possuem rosca DN ¼” (6,35 mm) NPT e são conectados diretamente à tubulação. Esses medidores são do tipo sensor piezo-resistivo, operam com tensão de alimentação de 10 a 30 Vcc e possuem precisão de 0,25%. Um computador é utilizado para controlar os experimentos por meio de um supervisor desenvolvido na plataforma LabVIEW de instrumentos virtuais. Os sinais de pressão e vazão são adquiridos por uma placa de aquisição de dados da National Instruments (NI-9280), e os sinais de temperatura são coletados por outras duas placas de aquisição da National Instruments (NI-9216 e NI-9211), sendo todos armazenados em um banco de dados.

Na Tabela 1 são apresentados os instrumentos com suas respectivas marcas, faixa de medição e precisão.

Tabela 1 – Instrumentos da bancada experimental.

Instrumento	Marca	Faixa de medição	Precisão
Medidor de vazão ultrassônico	Tecnofluid	0 – 4,5 m ³ /h	1,00%
Medidor de vazão eletromagnético	Emerson	0 – 9,2 m ³ /h	0,50%
Transmissor de temperatura	Warme	0 – 200 °C	0,10%
Transdutores de pressão	Warme	0 – 3 bar	0,25%

Figura 15 - Desenho esquemático da bancada de tubulação utilizada nos testes de redução de arrasto.



2.1.2 Tubulação

Os tubos e conexões da bancada são de aço inoxidável 304, com diâmetros nominais de DN 1 ½" ($D_i = 40,9$ mm) entre o tanque de armazenamento e o vaso de pressão ou vaso separador, DN 1" ($D_i = 26,6$ mm) na sucção das bombas, DN 1" ($D_i = 26,6$ mm) na descarga da bomba, onde os medidores de vazão são instalados, e DN ½" ($D_i = 15,58$ mm) em todo o trecho reto mostrado na parte superior da Figura 14, onde são feitas as medições de pressão. O trecho reto tem 4,90 metros de comprimento, sendo 1,25 metro a montante do primeiro transdutor de pressão (PT-01), com intervalo de 750 milímetros entre cada transdutor. Para o teste bifásico, é utilizada uma junção de tubos de DN 1" ($D_i = 26,6$ mm), em 45° na horizontal, permitindo o contato entre as fases água e óleo, resultando no escoamento bifásico. Esta junção está localizada a jusante dos medidores de vazão, eletromagnético e ultrassônico, e é indicada pela letra A na Figura 15.

O trecho de visualização, indicado pela letra B na Figura 15, é constituído por um tubo de acrílico com 30 centímetros de comprimento, localizado a 650 milímetros do último transdutor de pressão (PT-05). Esse tubo está inserido em uma caixa de acrílico preenchida com glicerina, o que melhora a visualização do escoamento, conforme ilustrado na imagem (a) da Figura 16. Nesse segmento, é possível observar e identificar qualitativamente o padrão de escoamento em testes bifásicos horizontal. Para isso, utiliza-se uma câmera de alta resolução (Phantom VEO-E310L), configurada para capturar 3600 imagens por segundo, conforme mostrado na imagem (b) da Figura 16.

As montagens da câmera e do sistema de iluminação estão detalhadas nas imagens (c), (d) e (e) da Figura 16. Por fim, a imagem (f) na Figura 16 apresenta um exemplo de registro do escoamento bifásico composto por 50% de água e 50% de querosene, operando com uma vazão total de 0,5 m³/h e sem a adição de polímeros.

Para escoamento monofásico, de acordo com Fox e McDonald (1998), para o fluido newtoniano, o comprimento de entrada necessário para o escoamento completamente desenvolvido (x_{cd}) pode ser de até 80 vezes o diâmetro interno, o que representa 1,20 metro no trecho reto. Draad *et al.* (1998) apresentaram que, para soluções poliméricas, a região de desenvolvimento é estendida quando o número de Weissenberg (W_e) excede a unidade. No entanto, os autores não definiram um método para quantificar esse aumento no comprimento de entrada. Zhi-qing (1982) desenvolveu uma relação entre o comprimento de entrada, o número de Reynolds (Re) e o diâmetro interno da tubulação (D), dada por $x_{cd} =$

$1,359 Re^{1/4}D$. Vale ressaltar que o trecho reto a montante do primeiro transdutor de pressão tem 1,25 metros, superior ao valor necessário para que o escoamento esteja completamente desenvolvido.

Figura 16 – Trecho de visualização e aparato para realização das fotos dos padrões de escoamento.



Quanto às disposições dos instrumentos na bancada, os medidores de vazão estão instalados em trechos com diâmetro nominal de 1". De acordo com os fornecedores, devem ser seguidas recomendações de instalação para garantir a precisão especificada. Para o medidor de vazão ultrassônico, recomenda-se que haja um trecho reto de, no mínimo, 10D a montante, 5D a jusante e 30D da descarga da bomba. Para o medidor de vazão eletromagnético, os valores recomendados são de 5D a montante e 2D a jusante. O trecho de medição das pressões (seção de teste) é composto por um tubo de aço inoxidável sem costura

com 4,90 metros de comprimento e diâmetro interno de 15,58 milímetros, contendo cinco transdutores de pressão espaçados em 750 milímetros. Como o material do tubo da seção de teste é de aço inoxidável, adota-se a hipótese de tubo liso para o cálculo do fator de atrito. A confirmação desta hipótese é apresentada na Seção 3.1, quando a bancada experimental é validada.

O fator de atrito de Darcy, f , é calculado na seção de teste de acordo com a Equação (2.1),

$$f = \frac{2D}{\rho V^2} \left(\frac{\Delta P}{l} \right). \quad (2.1)$$

Onde, $\Delta P = P_1 - P_2$ é a queda de pressão, sendo P_1 e P_2 , respectivamente, as pressões medidas no primeiro (PT-01) e no último (PT-05) transdutor de pressão na seção de teste, ou uma combinação de dois transdutores de pressão; ρ é a massa específica da solução; V é a velocidade média, calculada a partir da medição da vazão; l e D são, respectivamente, o comprimento e o diâmetro interno do tubo.

Um dos primeiros experimentos, antes de iniciar os testes principais, é a validação da bancada, que consiste em comparar o fator de atrito medido experimentalmente, utilizando a Equação (2.1), com o fator de atrito teórico, calculado a partir da correlação de Blasius, conforme a Equação (2.2),

$$f = \frac{0,3164}{Re^{1/4}}. \quad (2.2)$$

A validação da bancada é realizada para o sistema monofásico de água e de óleo. Nesse tipo de experimento, o solvente (água ou querosene) é escoado pela bancada na faixa de Reynolds de 25000 a 65000. A diferença entre o fator de atrito experimental, calculado utilizando a Equação (2.1), e o fator de atrito obtido pela Lei de Blasius (Equação (2.2)) é, no máximo, de 5% (ver capítulo 3, seção 3.1). Após a validação da bancada experimental, para as duas linhas (água e óleo), os testes monofásicos e bifásicos podem ser realizados para a determinação do coeficiente de redução de arrasto (DR).

2.2 Descrição dos equipamentos para testes auxiliares

Alguns testes auxiliares e preliminares são importantes para a interpretação do fenômeno de redução de arrasto. Dessa forma, testes são realizados para a medição da viscosidade e caracterização reológica das soluções poliméricas testadas na bancada

experimental. Para isso, utiliza-se um reômetro comercial, modelo Haake MARS II, fabricado pela empresa Thermo Scientific, que é o mesmo equipamento utilizado por Pereira e Soares (2012) e Andrade *et al.* (2015). A Figura 17 ilustra esse equipamento e destaca os principais componentes, que são: (1) geometria de teste; (2) estrutura para fixação das geometrias de teste; (3) cabeça do reômetro; (4) placa ou copo para acomodação da amostra; (5) estrutura para fixação da placa ou do copo; (6) conector para termopar; (7) painel de controle; (8) “pés” para nivelamento.

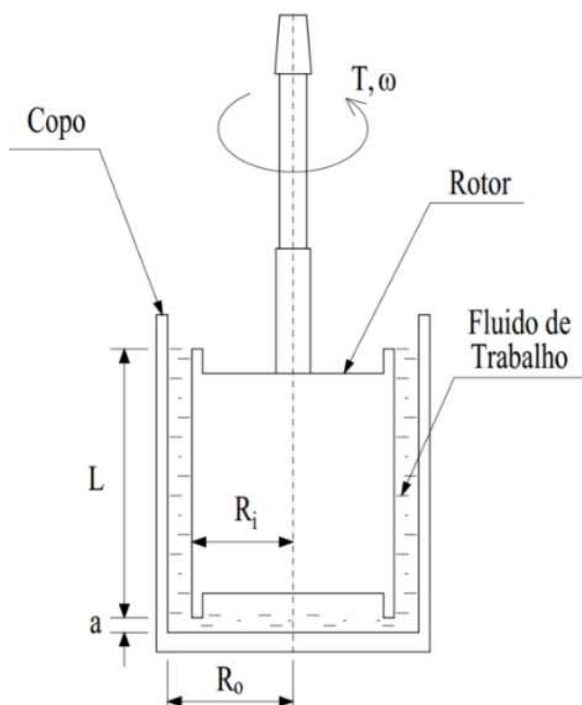
Figura 17 - Reômetro utilizado na caracterização reológica das soluções poliméricas, juntamente com o banho termostático de controle de temperatura.



Para controlar a temperatura ao longo dos experimentos, é utilizado um banho termostático, tipo Thermo Haake Phoenix II, modelo P1-C50P, também fornecido pela empresa Thermo Scientific e ilustrado na Figura 17. Utiliza-se ar comprimido na cabeça do reômetro para suspensão do eixo do rotor, ao invés de usar mancais de rolamentos, para evitar atrito e obter maior precisão na medição do torque. O ar comprimido é proveniente de um compressor da marca Schulz, modelo MSV 12/175, do tipo odontológico e isento de óleo lubrificante. Antes de chegar ao reômetro, o ar comprimido passa por um sistema de filtragem e secagem por adsorção da Bel Air. Além disso, um computador é utilizado para fazer todo o controle do reômetro, através de *software* fornecido pelo fabricante do equipamento. Para o preparo das soluções poliméricas concentradas, utiliza-se uma balança analítica com precisão de 0,0001 g, da marca KERN, modelo ABT 320-4M, para pesar a massa de polímero a ser utilizada. Já para pesar o querosene e a água, utiliza-se uma balança da marca Ramuza,

modelo DP-50, com capacidade de 50 kg e precisão de 10 g. Para a medição de viscosidade, utiliza-se a geometria Taylor-Couette (Figura 18), que é uma geometria rotativa formada por cilindros concêntricos, a mesma utilizada por Barbosa *et al.* (2022). Nesta geometria, o cilindro externo (copo) permanece fixo, enquanto o cilindro interno (rotor) gira em torno do seu eixo de simetria. O volume total de amostra no interior do copo é de 11,70 ml e é depositado na folga entre os dois cilindros. Os raios dessa geometria são: $R_i = 20,71$ mm e $R_o = 21,70$ mm; a altura do rotor é $L = 55,00$ mm e a distância entre o rotor e o fundo do copo é $a_{tc} = 3,00$ mm.

Figura 18 - Célula Taylor-Couette, utilizada para caracterização reológica das soluções poliméricas.



A taxa de cisalhamento ($\dot{\gamma}$) é uma função da velocidade angular do rotor (ω) e do fator geométrico K , dado por $K = \frac{2R_o^2}{R_o^2 - R_i^2}$, conforme a equação 2.3

$$\dot{\gamma} = K\omega = K \frac{2\pi}{60} \Omega. \quad (2.3)$$

Onde Ω é a rotação do rotor (em rpm).

O torque (T_{tc}) medido no rotor está relacionado com a tensão de cisalhamento na superfície do rotor (τ_w), conforme a equação 2.4

$$T_{tc} = 2\tau_w \pi L R_i^2. \quad (2.4)$$

Uma vez determinadas a tensão e a taxa de cisalhamento na superfície do rotor, a viscosidade pode ser calculada pela equação 2.5

$$\eta = \frac{\tau_w}{\dot{\gamma}}. \quad (2.5)$$

2.3 Preparação e caracterização das soluções poliméricas

Os experimentos de redução de arrasto na bancada experimental são feitos para escoamento monofásico e bifásico. No escoamento monofásico, utiliza-se Poliisobutileno (PIB) em três massas moleculares diferentes e de fornecedores diferentes: $M_v = 2,8 \times 10^6$ g/mol (Alfa Chemistry), $M_v = 4,7 \times 10^6$ g/mol (Sigma Aldrich e Alfa Chemistry) e $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol (Agena). Já para o escoamento bifásico, quando a fase oleosa é aditivada, utiliza-se PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol. Quando a fase aquosa é aditivada, utiliza-se a Goma Diutana (DG), disponibilizada pela CP Kelco e Braschemical, com massa molecular igual a $5,0 \times 10^6$ g/mol. A escolha do PIB é justificada por ser um polímero solúvel em hidrocarbonetos e que vem sendo pesquisado em estudos de redução de arrasto nos últimos anos. A escolha da DG justifica-se por ser um polímero que não apresenta perda de eficiência em altas taxas de cisalhamentos. A água utilizada nos experimentos é filtrada e o querosene é desodorizado, fornecido pela empresa Air Clean Química Ltda.

2.3.1 Preparação das soluções

Quando a fase aquosa é aditivada, preparam-se 50 litros de solução, na concentração a ser testada, em recipientes de plástico. Primeiramente, mede-se a quantidade de água filtrada e, em seguida, pulveriza-se cuidadosamente o polímero na superfície da água. Aguarda-se 48 horas para a completa diluição do polímero, por difusão natural; ou seja, nenhum agitador é utilizado, conforme sugerido por Santos (2020). Por outro lado, quando a fase oleosa é aditivada, prepara-se 5 litros de solução concentrada (5.000 ou 10.000 ppm). Primeiramente, mede-se a quantidade de querosene e, em seguida, o polímero é adicionado. Esse tipo de polímero, solúvel em querosene, demora aproximadamente 30 dias para a completa diluição por difusão natural; no máximo, o recipiente é girado suavemente a cada três dias para facilitar a diluição, pois o polímero tende a se depositar na parte inferior do recipiente, conforme mostrado por Barbosa *et al.* (2022). Para testes preliminares no reômetro, as soluções concentradas de DG e PIB são preparadas em recipientes menores, com volume de

aproximadamente 250 ml. As soluções são armazenadas em uma sala climatizada a uma temperatura de 23 °C.

2.3.2 Medição da viscosidade de cisalhamento

Antes de realizar testes de redução de arrasto, é importante que alguns experimentos preliminares sejam realizados para caracterizar os polímeros utilizados. É fundamental em estudos de redução de arrasto saber se as soluções utilizadas nos experimentos de DR estão diluídas, semidiluídas ou concentradas. No caso de uma solução diluída, pode-se ainda determinar se a solução está próxima da concentração crítica de *overlap* (c^*). Quando a concentração está abaixo desse valor crítico, a solução é classificada como diluída, e, quando está acima, como concentrada. Para definir a concentração de *overlap*, é necessário conhecer a viscosidade de cisalhamento (η) em função da concentração (c). Inicialmente, são apresentadas as *flow curves* (gráficos da viscosidade em função da taxa de cisalhamento ($\dot{\gamma}$)) para uma grande faixa de concentrações dos polímeros utilizados neste estudo (Figuras 19 a 22). A partir desses gráficos, para cada concentração, determina-se ou estima-se a viscosidade à taxa de cisalhamento tendendo a zero (η_0) e a viscosidade à taxa de cisalhamento tendendo a infinito (η_∞). Posteriormente, utilizam-se os valores η_∞ para determinar a concentração de *overlap*.

Conforme já mencionado, os solventes utilizados neste trabalho são água e querosene. Como o querosene é mais volátil que a água, optou-se por usar a geometria de cilindros concêntricos (Taylor Couette, modelo *mono-gap*, Z41-Ti) para os testes de viscosidade, em vez da geometria de cilindros concêntricos de dupla folga (*double-gap*, DG41-Ti), a qual é mais indicada para fluidos de baixa viscosidade, pois apresenta maior área de contato entre a geometria e o fluido. A primeira geometria tem volume interno quase duas vezes o da segunda, minimizando o problema de evaporação durante os testes preliminares no reômetro.

A duração dos testes de viscosidade é de 1 hora, durante a qual são adquiridos 7200 pontos. O rotor tem sua velocidade angular aumentada de forma logarítmica, o que resulta em uma aceleração muito baixa para baixas taxas de cisalhamento (região de $\dot{\gamma} = 1,0 \text{ s}^{-1}$) e uma aceleração muito alta para altas taxas de cisalhamento (região de $\dot{\gamma} = 1.000 \text{ s}^{-1}$). O período de 1 hora foi escolhido após uma análise preliminar. Em períodos menores, percebem-se erros de medição causados pela influência da aceleração do rotor, principalmente em baixas taxas de cisalhamento.

Nas Figuras 19 a 22, são apresentadas curvas de viscosidade para taxas de cisalhamento variando de 1 a 300 s^{-1} (ou até 1000 s^{-1} para concentrações mais altas). Nesses gráficos, não são mostrados valores de viscosidade para altas taxas de cisalhamento, uma vez que, acima desse valor de rotação, que resulta em maiores números de Reynolds, surgem instabilidades de Taylor, conforme observado e relatado por Pereira e Soares (2012).

Figura 19 – Viscosidade de cisalhamento em função da taxa de cisalhamento, para soluções de DG. Concentrações variando de 5 a 1000 ppm. Testes realizados a 25 °C.

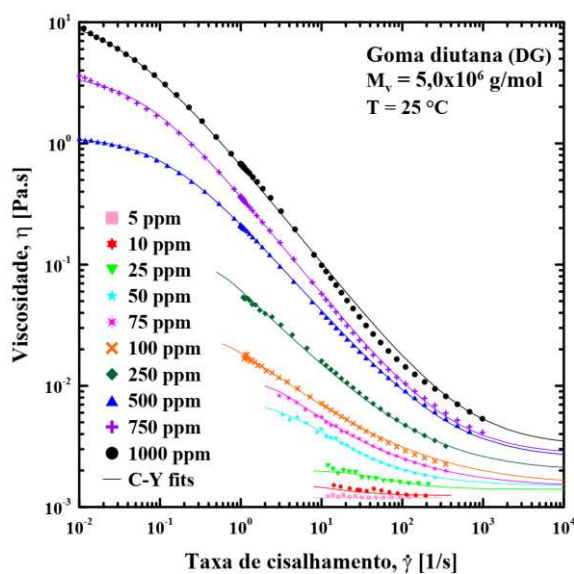


Figura 20 – Viscosidade de cisalhamento em função da taxa de cisalhamento, para soluções de PIB com massa molecular $M_v = 2,8 \times 10^6$ g/mol. Concentrações variando de 100 a 10000 ppm. Testes realizados a 25 °C.

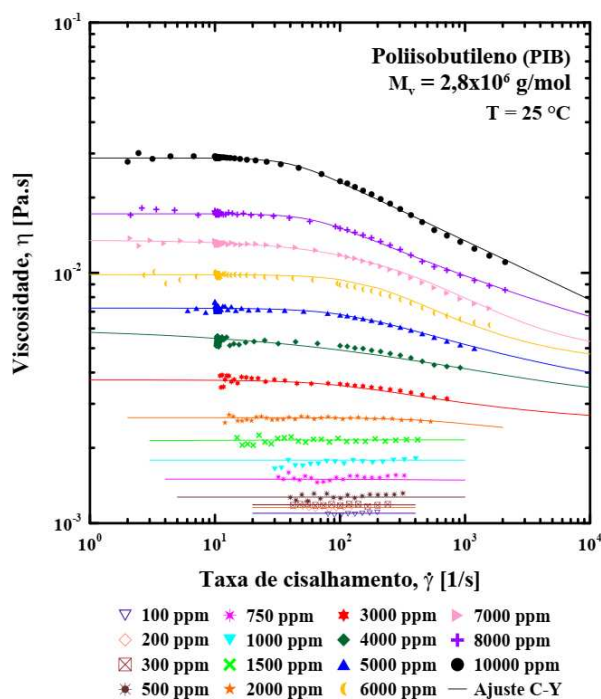


Figura 21 – Viscosidade de cisalhamento em função da taxa de cisalhamento, para soluções de PIB com massa molecular $M_v = 4,7 \times 10^6$ g/mol. Concentrações variando de 25 a 10000 ppm. Testes realizados a 25 °C.

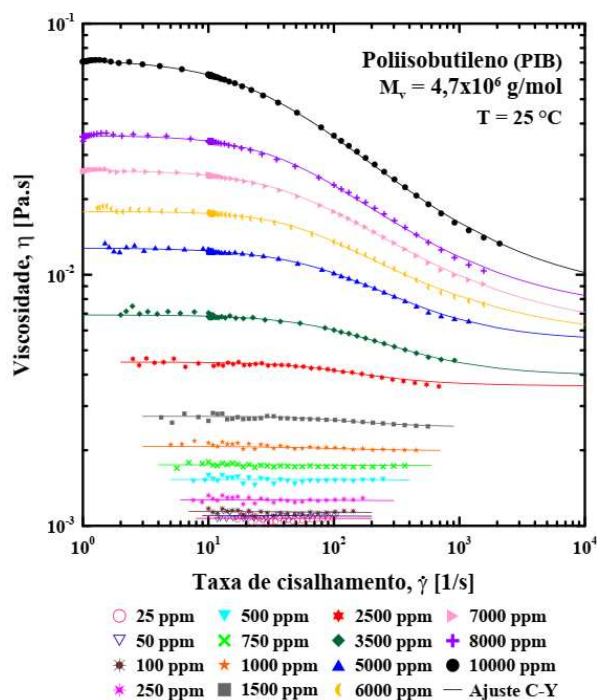
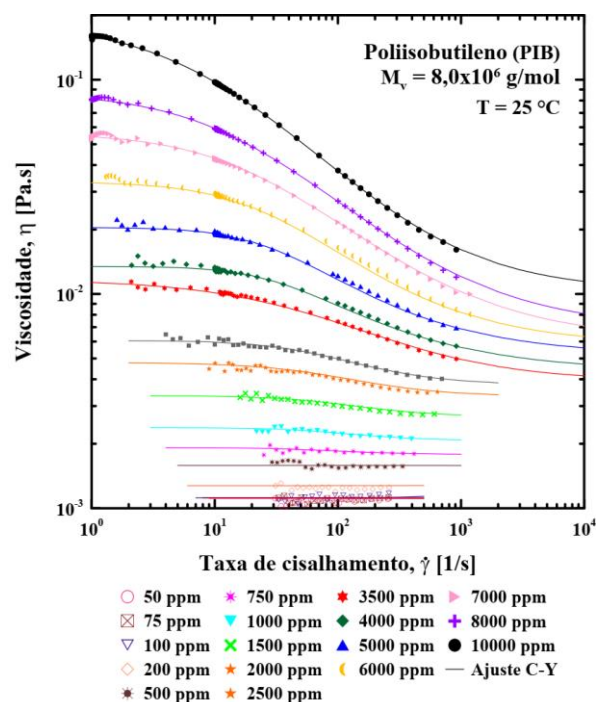


Figura 22 – Viscosidade de cisalhamento em função da taxa de cisalhamento, para soluções de PIB com massa molecular $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol. Concentrações variando de 50 a 10000 ppm. Testes realizados a 25 °C.



A Figura 19 mostra as curvas de viscosidade de cisalhamento, η , em função da taxa de cisalhamento, $\dot{\gamma}$, para soluções de Goma Diutana (DG), com concentrações variando de 5 ppm a 1000 ppm. A taxa de cisalhamento varia de 10^{-2} s^{-1} até 10^3 s^{-1} . Vale ressaltar que, para

testes de redução de arrasto na bancada experimental, nem todas as soluções apresentadas são utilizadas. Observa-se que as soluções de DG apresentam um comportamento de fluido pseudoplástico, mesmo em baixas concentrações ($c = 50$ ppm). Em concentrações inferiores a 50 ppm, a viscosidade varia pouco com a taxa de cisalhamento. À medida que a concentração aumenta, a variação da viscosidade em relação à taxa de cisalhamento também se intensifica. Para soluções com $50 \leq c \leq 250$ ppm, as medições de viscosidade tornam-se imprecisas quando $\dot{\gamma}$ é menor que 1 s^{-1} , já para soluções com $c \leq 50$ ppm, as medições são imprecisas quando $\dot{\gamma}$ é menor que 10 s^{-1} . Essa imprecisão em baixas viscosidades decorre do torque do reômetro ser muito pequeno quando $\dot{\gamma}$ é baixo, chegando próximo ao limite inferior do equipamento. Para ajustar as curvas, utiliza-se o modelo de Carreau-Yasuda (YASUDA, ARMSTRONG e COHEN, 1981), representado pelas linhas contínuas no gráfico. Os parâmetros de ajuste estão mostrados na Tabela 2. A viscosidade da solução com $c = 1000$ ppm (círculos pretos no gráfico) varia de $10 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ (para $\dot{\gamma} = 0,01 \text{ s}^{-1}$) até $0,005 \text{ Pa}\cdot\text{s}$ (para $\dot{\gamma} = 1 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$). Em contrapartida, a solução com $c = 5$ ppm apresenta comportamento de fluido newtoniano e tem viscosidade próxima à da água (aproximadamente $1 \text{ mPa}\cdot\text{s}$).

Nas Figuras 18, 19 e 20, são apresentadas as curvas de viscosidade de cisalhamento, η , em função da taxa de cisalhamento, $\dot{\gamma}$, para solução de Poliisobutileno (PIB) com massas moleculares de $M_v = 2,8 \times 10^6 \text{ g/mol}$, $M_v = 4,7 \times 10^6 \text{ g/mol}$ e $M_v = 8,0 \times 10^6 \text{ g/mol}$, respectivamente, em uma ampla faixa de concentrações. Ao comparar essas figuras, observa-se que as viscosidades das soluções de PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6 \text{ g/mol}$ são maiores do que as viscosidades das soluções com $M_v = 4,7 \times 10^6 \text{ g/mol}$, que, por sua vez, são maiores que às viscosidades das soluções com $M_v = 2,8 \times 10^6 \text{ g/mol}$, para uma mesma concentração e taxa de cisalhamento. Isso indica, como esperado, que a viscosidade de cisalhamento é uma função crescente da massa molecular.

Assim como nas soluções de DG (Figura 19), nas soluções de PIB, a viscosidade aumenta com a concentração e diminui com a taxa de cisalhamento. No entanto, é evidente que as soluções de PIB apresentam comportamentos menos pseudoplásticos em comparação com as soluções de DG. Além disso, ao reduzir a concentração, as soluções de PIB se aproximam cada vez mais do comportamento de um fluido newtoniano.

Os testes de redução de arrasto na bancada experimental são realizados em escoamentos turbulentos. Portanto, utiliza-se a viscosidade assintótica (η_∞) para o cálculo do número de Reynolds (SANDOVAL, SOARES, 2016; PEREIRA, SOARES, 2012; ANDRADE, PEREIRA e SOARE, 2014; MARTINS, SOARES e SIQUEIRA, 2022). Nas

Figuras 19 a 22, as linhas contínuas representam funções de interpolação de acordo com o modelo de Carreau-Yasuda, conforme expresso na Equação (2.6)

$$\frac{\eta - \eta_{\infty}}{\eta_0 - \eta_{\infty}} = [1 + (\lambda \dot{\gamma})^a]^{(n-1)/a} \quad (2.6)$$

Onde η_0 é a viscosidade na taxa de cisalhamento zero, η_{∞} é a viscosidade na taxa de cisalhamento infinita, $\lambda = 1/\dot{\gamma}_0$, sendo $\dot{\gamma}_0$ a taxa de cisalhamento onde se inicia a região *power-law* e "n" é o índice de potência dessa região. O parâmetro "a" corresponde à transição entre a região de baixa taxa de cisalhamento e a região *power-law*. Vale ressaltar que o parâmetro *a* não faz parte da equação original proposta por Carreau, mas foi introduzido posteriormente por Yasuda *et al.* (1981).

Os parâmetros de ajuste para cada curva são apresentados na Tabela 2. Como a medição da viscosidade é dificultada em baixas taxas de cisalhamento e, conseqüentemente, em baixas tensões de cisalhamento, os valores de η_0 não são bem determinados para soluções com baixas concentrações.

Tabela 2 - Parâmetros da Equação de Carreau-Yasuda para viscosidades de cisalhamento das soluções de DG e PIB. Os testes foram feitos a 25 °C.

Polímero	M_v [g/mol]	c [ppm]	η_0 [Pa s]	η_{∞} [Pa s]	λ_{CY} [s]	n	a
DG	---	5	0,001192	0,001192	----	----	----
DG	---	10	0,001500	0,001241	0,098	0,200	2,000
DG	---	25	0,002000	0,001350	0,042	0,200	2,000
DG	---	50	0,008060	0,001500	0,263	0,245	1,192
DG	---	75	0,010580	0,001512	0,434	0,431	1,881
DG	---	100	0,027120	0,001520	1,889	0,472	2,009
DG	---	250	0,099960	0,001985	2,100	0,340	2,000
DG	---	500	1,150820	0,002520	7,966	0,231	0,995
DG	---	750	3,826820	0,002720	15,628	0,163	0,940
DG	---	1000	12,859600	0,003200	31,240	0,158	0,747
PIB	$2,8 \times 10^6$	100	0,001095	0,001095	----	----	----
PIB	$2,8 \times 10^6$	200	0,001155	0,001155	----	----	----
PIB	$2,8 \times 10^6$	300	0,001185	0,001183	----	----	----
PIB	$2,8 \times 10^6$	500	0,001271	0,001271	----	----	----
PIB	$2,8 \times 10^6$	750	0,001499	0,001478	----	----	----
PIB	$2,8 \times 10^6$	1000	0,001786	0,001786	----	----	----
PIB	$2,8 \times 10^6$	1500	0,002129	0,002119	----	----	----
PIB	$2,8 \times 10^6$	2000	0,002640	0,002269	0,003	0,065	1,987
PIB	$2,8 \times 10^6$	3000	0,003734	0,002444	0,003	0,028	1,388
PIB	$2,8 \times 10^6$	4000	0,006040	0,003089	0,004	0,000	1,513
PIB	$2,8 \times 10^6$	5000	0,007233	0,003750	0,004	0,203	1,313
PIB	$2,8 \times 10^6$	6000	0,009837	0,004196	0,004	0,043	1,290
PIB	$2,8 \times 10^6$	7000	0,013524	0,004753	0,004	0,104	1,190
PIB	$2,8 \times 10^6$	8000	0,017225	0,005129	0,005	0,078	1,188
PIB	$2,8 \times 10^6$	10000	0,028767	0,005532	0,006	0,177	1,015
PIB	$4,7 \times 10^6$	25	0,001070	0,001070	----	----	----

Polímero	M_v [g/mol]	c [ppm]	η_0 [Pa s]	η_∞ [Pa s]	λ_{CY} [s]	n	a
PIB	$4,7 \times 10^6$	50	0,001100	0,001090	----	----	----
PIB	$4,7 \times 10^6$	100	0,001140	0,001130	----	----	----
PIB	$4,7 \times 10^6$	250	0,001270	0,001260	----	----	----
PIB	$4,7 \times 10^6$	500	0,001530	0,001520	----	----	----
PIB	$4,7 \times 10^6$	750	0,001750	0,001740	----	----	----
PIB	$4,7 \times 10^6$	1000	0,002070	0,001990	----	----	----
PIB	$4,7 \times 10^6$	1500	0,002730	0,002470	----	----	----
PIB	$4,7 \times 10^6$	2500	0,004490	0,003610	0,011	0,200	1,153
PIB	$4,7 \times 10^6$	3500	0,006920	0,003960	0,017	0,454	1,158
PIB	$4,7 \times 10^6$	5000	0,012790	0,005460	0,018	0,454	1,168
PIB	$4,7 \times 10^6$	6000	0,017850	0,005530	0,018	0,476	1,486
PIB	$4,7 \times 10^6$	7000	0,026050	0,005900	0,019	0,460	1,181
PIB	$4,7 \times 10^6$	8000	0,035870	0,006950	0,023	0,431	1,260
PIB	$4,7 \times 10^6$	10000	0,072190	0,008150	0,032	0,424	1,011
PIB	$8,0 \times 10^6$	50	0,001112	0,001108	----	----	----
PIB	$8,0 \times 10^6$	75	0,001139	0,001119	----	----	----
PIB	$8,0 \times 10^6$	100	0,001187	0,001141	----	----	----
PIB	$8,0 \times 10^6$	200	0,001275	0,001218	----	----	----
PIB	$8,0 \times 10^6$	500	0,001684	0,001564	----	----	----
PIB	$8,0 \times 10^6$	750	0,001920	0,001779	----	----	----
PIB	$8,0 \times 10^6$	1000	0,002377	0,002062	----	----	----
PIB	$8,0 \times 10^6$	1500	0,003354	0,002661	0,011	0,000	1,386
PIB	$8,0 \times 10^6$	2000	0,004783	0,003319	0,011	0,000	1,153
PIB	$8,0 \times 10^6$	2500	0,006070	0,003741	0,013	0,060	1,306
PIB	$8,0 \times 10^6$	3500	0,011700	0,004158	0,013	0,270	0,698
PIB	$8,0 \times 10^6$	4000	0,013470	0,004365	0,032	0,430	1,516
PIB	$8,0 \times 10^6$	5000	0,020462	0,005624	0,037	0,390	1,448
PIB	$8,0 \times 10^6$	6000	0,033486	0,006073	0,040	0,340	1,109
PIB	$8,0 \times 10^6$	7000	0,056750	0,006489	0,053	0,376	0,885
PIB	$8,0 \times 10^6$	8000	0,088150	0,007547	0,068	0,352	0,810
PIB	$8,0 \times 10^6$	10000	0,192880	0,010390	0,100	0,257	0,698

2.3.3 Viscosidade intrínseca e cálculo da massa molecular

Para caracterização de polímeros em estudos de redução de arrasto, é fundamental determinar a viscosidade de cisalhamento (η) e a concentração de *overlap* (c^*). Além desses parâmetros, a viscosidade intrínseca ($[\eta]$) também desempenha papel importante. A partir da viscosidade intrínseca, é possível obter a massa molecular tanto da solução virgem quanto da solução degradada, pois, conforme Flory (1971), existe uma relação direta entre $[\eta]$ e a massa molecular do polímero. Assim, se após os testes houver uma redução de $[\eta]$, isso significa uma diminuição da massa molecular do polímero, sugerindo degradação, como observado por Martins, Soares e Siqueira (2022).

A viscosidade específica (η_{esp}) é dada pela relação apresentada na Equação 2.7

$$\eta_{esp} = \frac{\eta_p - \eta_s}{\eta_s} \quad (2.7)$$

Onde η_p é a viscosidade da solução polimérica e η_s é a viscosidade do solvente. A viscosidade reduzida (η_{red}) é obtida a partir da relação entre viscosidade específica e a concentração da solução polimérica, conforme a Equação 2.8

$$\eta_{red} = \frac{\eta_{esp}}{c} = \frac{\eta_p - \eta_s}{\eta_s c}. \quad (2.8)$$

Ao plotar a viscosidade reduzida em função da concentração, a viscosidade intrínseca pode ser estimada a partir da extrapolação da curva de ajuste dos dados para $c \rightarrow 0$, ou seja, $[\eta] = \lim_{c \rightarrow 0} \eta_{red}$ (FLORY, 1971). É importante destacar que a concentração não pode assumir valor zero, pois resultaria um valor infinito para a viscosidade reduzida.

A equação de Mark-Houwink (Equação 2.9) relaciona a viscosidade intrínseca com a massa molecular (ROBINSON *et al.*, 1982; KULICKE; CLASEN, 2004),

$$[\eta] = KM_v^a. \quad (2.9)$$

Nessa equação, as constantes "K" e "a" são obtidas por meio de outras técnicas de medição de massa molecular. A constante "a" representa a capacidade do solvente em diluir o polímero, ou seja, está relacionada à estrutura do polímero dissolvido na solução. Esses parâmetros dependem de várias variáveis, como: tipo do polímero, solvente, temperatura e faixa de massa molecular. Portanto, um par de valores dessas constantes (K e a) é válido apenas para uma temperatura fixa e uma combinação específica de solvente e polímero.

Há vários trabalhos na literatura que fornecem valores de "K" e "a" para diferentes temperaturas e muitas combinações de polímero e solvente, conforme citado por Kulicke e Clasen (2004). No caso da DG, não foram encontrados valores para as constantes "K" e "a", e, por isso, sua massa molecular não foi determinada. Já para o PIB em querosene, os valores dessas constantes são $K = 8,5 \times 10^{-3} \text{ dl/g}$ e $a = 0,42$, para a temperatura de $30 \text{ }^\circ\text{C}$ (RAM; SIEGMA, 1968).

Para determinação da viscosidade intrínseca, assume-se uma idealização na qual as moléculas de polímeros não interagem entre si, ou seja, em soluções diluídas. De acordo com Flory (1971), a viscosidade intrínseca pode ser obtida a partir da equação de Huggins, dada pela Equação 2.10

$$\eta_{red} = [\eta] + B[\eta]^2 c. \quad (2.10)$$

Onde B é um parâmetro experimental.

Além disso, de acordo com Elliot (1970), o procedimento para determinar a viscosidade intrínseca consiste em medir a viscosidade específica de uma série de soluções diluídas em diferentes concentrações. A partir desses dados, obtém-se a viscosidade reduzida

pela Equação 2.8. Em seguida, a viscosidade intrínseca pode ser determinada através da Equação 2.10, desde que o parâmetro experimental B seja conhecido.

Neste trabalho, para medir a viscosidade intrínseca, utiliza-se um viscosímetro capilar Cannon-Fenske, n° 75, tipo 520 01, com constante $k = 0,007416 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}^2$. Um banho termostático da marca Thermo Scientific, modelo DC3, e um medidor de temperatura da marca Inconterm, modelo 53217/15, são utilizados para o controle de temperatura. Para cada medição, a temperatura do banho é mantida em 30 °C.

Antes de realizar os testes na bancada experimental, determina-se a viscosidade intrínseca de cada PIB na solução original, sem degradação. Inicialmente, são preparadas soluções de PIB em querosene com concentração de 100 ppm. Após a diluição do polímero no solvente, a solução de 100 ppm é diluída em outras cinco concentrações menores (90, 80, 70, 60 e 50 ppm), totalizando seis amostras. Após a diluição, aguarda-se 12 horas para a medição da viscosidade à temperatura de 30 °C.

A partir dos valores de viscosidade das seis amostras, calcula-se a viscosidade reduzida pela Equação 2.8. Vale ressaltar que a concentração das soluções poliméricas utilizadas no presente trabalho é expressa em ppm, mas, para o cálculo da viscosidade intrínseca, a concentração é dada em g/dl. Assim, as viscosidades reduzida e intrínseca são expressas em dl/g, em conformidade com as constantes obtidas na literatura, que são usadas na equação de Mark-Houwink (Equação 2.9).

Durante os testes monofásicos e bifásicos de redução de arrasto na bancada experimental, foram coletadas amostras de PIB, em momentos distintos, com o objetivo de analisar a massa molecular do polímero naquele estágio do teste e estimar sua degradação. Essa análise é relevante do ponto de vista prático, pois proporciona uma noção de resistência e eficiência do polímero sob a ação do cisalhamento durante o escoamento em longas extensões.

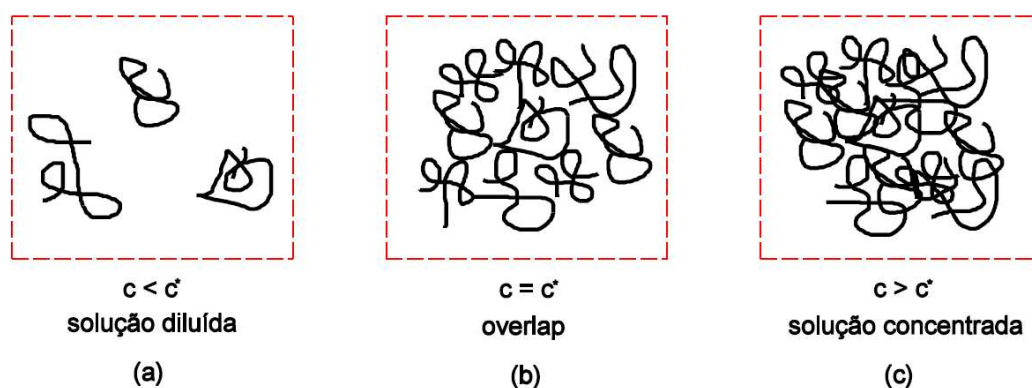
2.3.4 Determinação da concentração de *overlap*

Conforme mencionado anteriormente, para o estudo de DR por adição de polímeros, é importante conhecer a concentração de *overlap*, c^* , pois esse parâmetro indica se a solução polimérica é diluída, semidiluída ou concentrada. A seguir, são apresentados gráficos da viscosidade η_∞ em função da concentração para os polímeros utilizados nos testes de redução de arrasto. A partir desses gráficos, é possível estimar o valor de c^* para cada polímero

utilizado. Essa técnica para estimar c^* também foi usada por Lapasin e Priel (1995), Pereira, Andrade e Soares (2013), Santos *et al.* (2020), Martins, Soares e Siqueira (2022) e Barbosa *et al.* (2022).

A Figura 23 ilustra como as cadeias poliméricas podem estar arranjadas no solvente em concentrações menores, iguais ou maiores que c^* . Quando a solução é diluída, as macromoléculas de polímero interagem apenas com o solvente; já quando a solução é concentrada, elas interagem tanto com o solvente quanto entre si. Considera-se que, na concentração crítica de *overlap* (c^*), as cadeias poliméricas preenchem todo o volume da solução. Em concentrações maiores que c^* , as cadeias poliméricas entrelaçam-se e as interações intermoleculares são responsáveis pelo comportamento da solução. Por outro lado, para concentrações menores que c^* , quando as macromoléculas estão espaçadas no solvente, o comportamento da solução é controlado pelas interações entre o polímero e o solvente. Quando a solução está em repouso, a cadeia polimérica se encontra na posição encolhida, no formato de bobina. O tamanho dessa bobina na solução diluída influencia as propriedades viscosas. Além disso, em solução diluída, mesmo que haja isolamento entre as cadeias poliméricas, ocorrem interações entre elas quando a solução é escoada. A única forma de impedir essas interações é quando a solução diluída é ideal, ou seja, quando a concentração do polímero tende a zero ($c \rightarrow 0$) e a molécula do polímero interage apenas com o solvente.

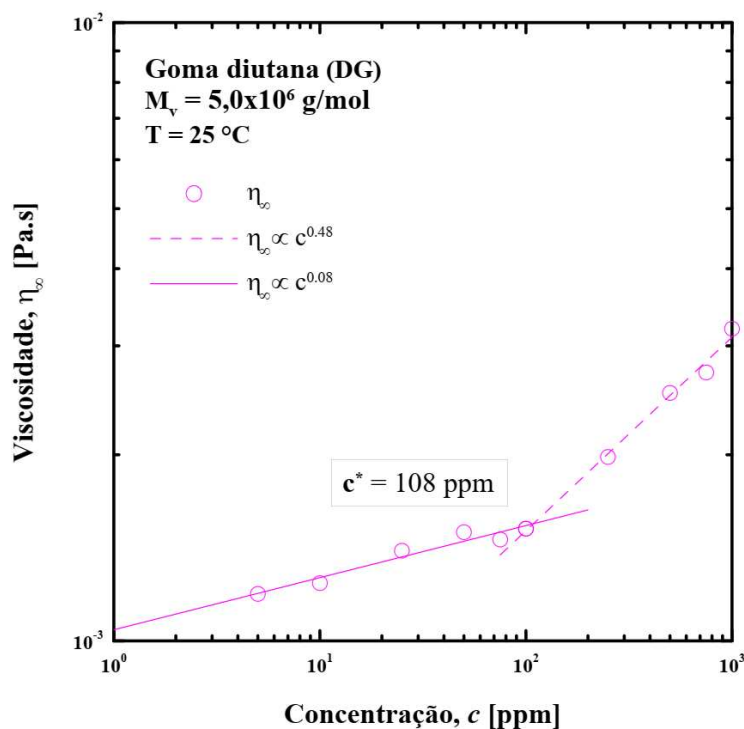
Figura 23 – Desenho esquemático da concentração crítica de *overlap*, c^* , em uma solução polimérica. Fonte: Kulicke e Clasen (2004). Nota: traduzido pelo autor.



A concentração de *overlap* é estimada a partir do gráfico viscosidade (η_{∞}) versus concentração (c), como mostrado nas Figuras 24 a 27. Observa-se uma relação linear entre os dados; no entanto, a função linear não é contínua em todo seu domínio, e o ponto de descontinuidade indica a concentração de *overlap*. Vale destacar que podem existir dois

pontos de descontinuidades e, conseqüentemente, duas concentrações de *overlap* (c^{*1} e c^{*2}). Nesse caso, considera-se que nas concentrações abaixo de c^{*1} , a solução é diluída; entre c^{*1} e c^{*2} , é semidiluída; e acima de c^{*2} , é concentrada, de acordo com os relatos de Martins, Soares e Siqueira, (2022) e Barbosa *et al.*, (2022). A concentração c^* pode ser determinada tanto pela viscosidade η_0 quanto pela viscosidade η_∞ , sendo que η_0 é melhor definido para altas concentrações e η_∞ é melhor definido para baixas concentrações, de acordo com os relatos de Soares (2020) e Santos *et al.* (2020). No presente trabalho, c^* foi estimada apenas a partir da viscosidade η_∞ , pois a viscosidade para baixas taxas de cisalhamento não é bem determinada em baixas concentrações.

Figura 24 - Viscosidades η_∞ em função da concentração, para determinação da concentração de *overlap*, a 25 °C e DG com massa molecular $M_v = 5,0 \times 10^6$ g/mol.



Para a DG (Figura 24), a concentração de *overlap* é $c^* = 108$ ppm, valor próximo ao encontrado por Santos *et al.* (2020). Assim, considera-se que abaixo dessa concentração a solução é diluída e, acima, concentrada. Para as soluções de PIB em querosene (Figuras 25 a 27), foi detectada uma região de transição, resultando em dois pontos de descontinuidade, ou seja, duas concentrações de *overlap* (c^{*1} e c^{*2}). Para o PIB com $M_v = 2,8 \times 10^6$ g/mol (Figura 25), as concentrações de *overlap* são $c^{*1} = 200$ ppm e $c^{*2} = 950$ ppm. Para o PIB com $M_v = 4,7 \times 10^6$ g/mol (Figura 26), os valores são $c^{*1} = 160$ ppm e $c^{*2} = 830$ ppm. Já para o PIB

com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol (Figura 27), os valores são $c^{*1} = 125$ ppm e $c^{*2} = 610$ ppm. Vale lembrar que, para as soluções de PIB, a solução é classificada como diluída ($c < c^{*1}$), semidiluída ($c^{*1} < c < c^{*2}$) ou concentrada ($c > c^{*2}$).

Figura 25 – Viscosidades η_∞ em função da concentração, para determinação da concentração de *overlap*, a 25 °C e PIB com massa molecular $M_v = 2,8 \times 10^6$ g/mol.

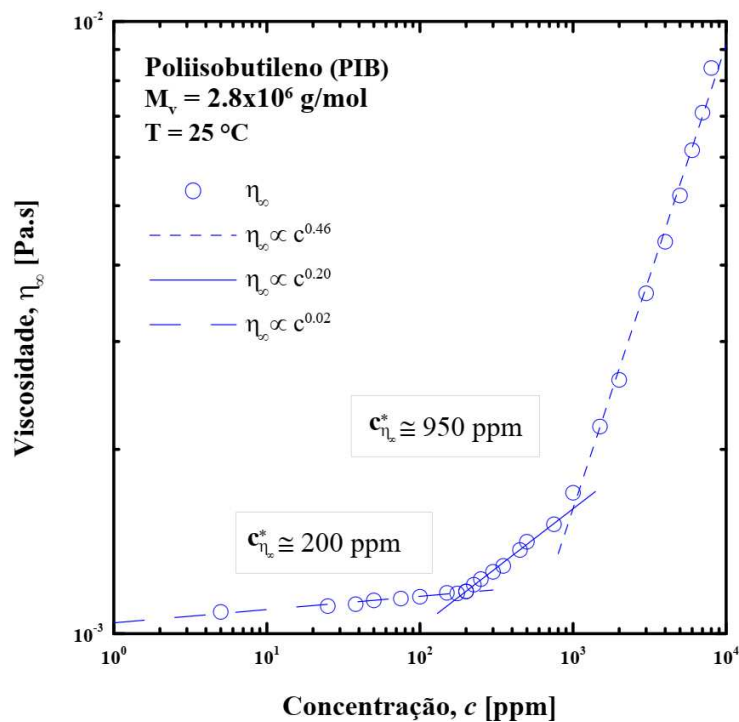


Figura 26 - Viscosidades η_∞ em função da concentração, para determinação da concentração de *overlap*, a 25 °C e PIB com massa molecular $M_v = 4,7 \times 10^6$ g/mol.

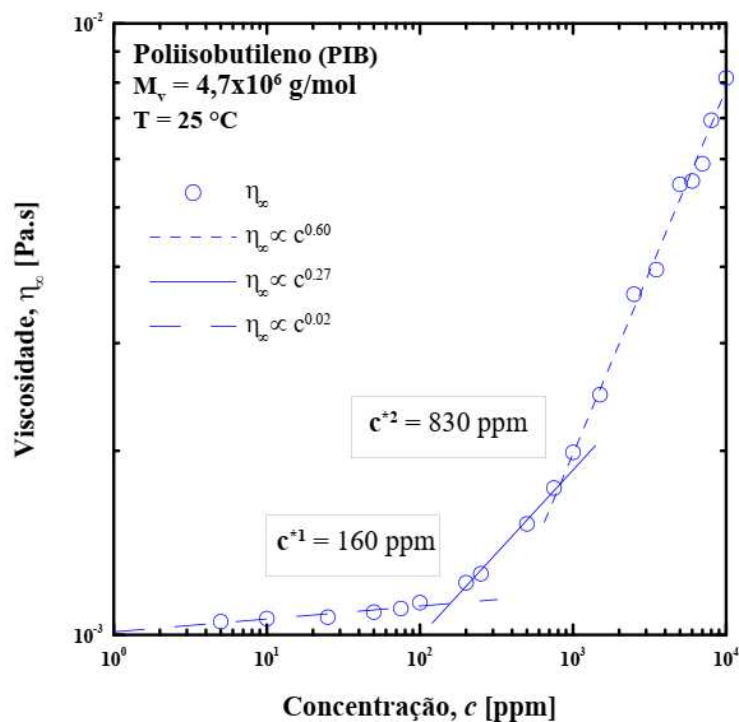
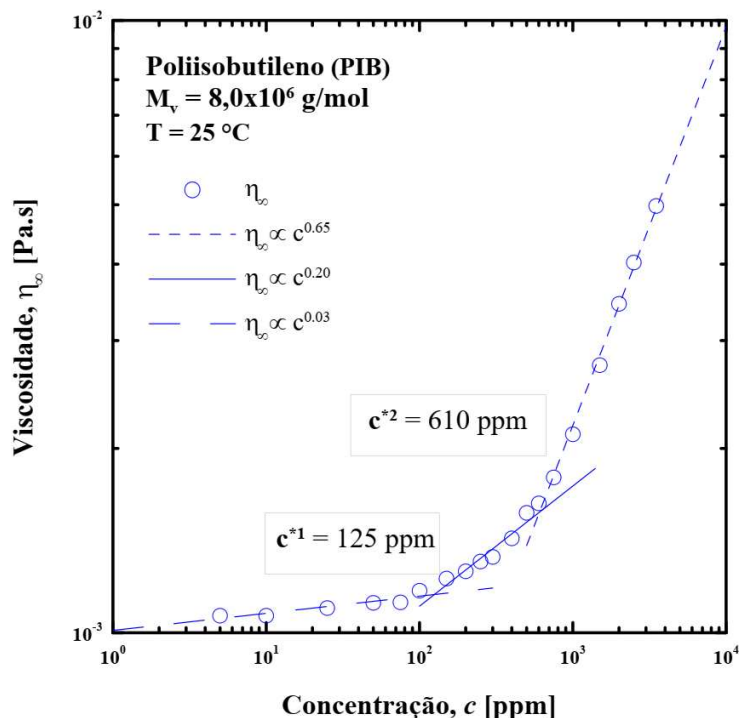


Figura 27 - Viscosidades η_∞ em função da concentração, para determinação da concentração de *overlap*, a 25 °C e PIB com massa molecular $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol.



Como esperado, e conforme observado nas Figuras 25 a 27, c^* diminui com o aumento da massa molecular do PIB. Como mencionado anteriormente, de acordo com Kulicke e Clasen (2004), quando as moléculas interagem apenas com o solvente, ou seja, não interagem entre si, a solução é considerada diluída. Assim, quanto maior for a massa molecular, maiores são as cadeias moleculares e, conseqüentemente, maior a probabilidade de interação entre elas. Observa-se que, para a DG, a interação entre as moléculas tem início em concentração próxima de 108 ppm. Já para os PIB's com $M_v = 2,8 \times 10^6$; $4,7 \times 10^6$ e $8,0 \times 10^6$ g/mol, essa interação tem início em concentração próxima de 200, 160 e 125 ppm, respectivamente.

2.4 Descrição dos experimentos de redução de arrasto

Os experimentos de redução de arrasto são realizados a uma temperatura de 25 °C e são divididos em monofásicos e bifásicos, cujos procedimentos experimentais estão descritos a seguir.

2.4.1 Experimento Monofásico

A maioria dos experimentos de redução de arrasto monofásico é realizada utilizando uma bomba centrífuga e 50 litros de querosene. Apenas um teste monofásico é conduzido com o vaso de pressão pressurizado. Após cada teste, realiza-se a limpeza da bancada

experimental. Esse processo de limpeza consiste em circular 50 litros de água para remover o excesso de solução (querosene + polímero) que possa ter permanecido no sistema após a drenagem. Em seguida, utilizam-se mais 50 litros de água com detergente, e essa mistura circula na bancada experimental por cerca de 15 minutos, em alta vazão. Por fim, três volumes de 50 litros de água limpa são circulados na bancada para garantir a remoção de todo o detergente presente no sistema. Antes de iniciar outro teste com querosene, realiza-se a ambientação com querosene, prática que consiste em escoar querosene na bancada experimental com o objetivo de remover quaisquer resíduos ou água resultantes da limpeza.

Após a limpeza e ambientação da bancada, transfere-se 50 litros de querosene para o tanque de armazenamento, onde as soluções de teste são preparadas. A transferência da solução polimérica do tanque de armazenamento para o vaso de pressão ocorre por drenagem gravitacional, quando a válvula pneumática XV-01, na Figura 15, é aberta. Quando a solução está no vaso de pressão, a válvula XV-01 é fechada e a bomba centrífuga é acionada, mantendo-se a vazão constante e, conseqüentemente, o mesmo número de Reynolds (Re), visto que as viscosidades das soluções poliméricas utilizadas apresentam valores bem próximos. Na situação em que o escoamento é impulsionado pela pressurização do vaso de pressão, mantém-se a pressão constante de aproximadamente 1 bar. Neste tipo de teste, a vazão não é constante (reduz devido à degradação do polímero) e, conseqüentemente, o Re varia. No entanto, essa variação no Re não é significativa para a análise, uma vez que os testes são feitos em altos Re . Uma vez acionada a bomba centrífuga (para o teste com vazão constante) ou aberta a válvula XV-02 (para o teste com pressão constante), a solução é escoada do vaso de pressão para o tanque de armazenamento. Esse deslocamento da solução representa um passe (uma corrida) na bancada. Para garantir tempo suficiente de aquisição de dados em escoamento desenvolvido na seção de teste e economia de querosene, foi escolhida a vazão de 3 m³/h, que resulta em um número de Reynolds em torno de 40000 para os testes com vazão constante. Já no teste com pressão constante, a escolha de 1 bar se deu devido à escala do equipamento de controle de pressão e que fornecesse uma vazão próxima a 3 m³/h. Antes de cada experimento de DR, os transdutores de pressão são aferidos. Essa aferição consiste em fazer a leitura dos instrumentos com a tubulação vazia, sem escoamento, e adotar essa condição como pressão zero.

Durante o escoamento, registra-se em um computador as medições de pressão, vazão e temperatura, que são armazenadas em uma planilha. As leituras são realizadas a 10 Hz. O período de aquisição de dados, em escoamento desenvolvido, é de aproximadamente 30

segundos por passe, totalizando 300 dados de cada variável por passe. Em seguida, transfere-se a solução novamente para o vaso de pressão e um novo passe é iniciado. Cada passe dura em torno de 7 minutos. Em cada passe, calcula-se a vazão média e a queda de pressão média dos dados armazenados. Para eliminar valores discrepantes, utiliza-se o critério de Chauvenet (ANSCOMBE, 1960).

Para os experimentos monofásicos, realizam-se dois tipos de testes de redução de arrasto. O primeiro tipo consiste em quantificar a redução de arrasto à medida que a concentração do polímero é incrementada gradativamente, de um passe para o outro. Inicialmente, coloca-se querosene limpo no tanque de armazenamento e adiciona-se uma quantidade de solução polimérica concentrada, resultando na primeira concentração de teste. Nessa etapa, mistura-se suavemente a solução por 1 minuto e deixa-se repousar por 30 minutos. Após esse período, a solução é direcionada ao vaso de pressão para dar início ao primeiro passe. Ao final do passe, uma nova quantidade de solução polimérica concentrada é adicionada, aumentando a concentração da solução a ser testada na bancada; aplica-se novamente o procedimento de mistura e repouso da solução. Todo esse processo é repetido a cada aditivação. Vale ressaltar que, para cada nova aditivação, a solução passa apenas uma vez pela bancada experimental antes de ser aditivada novamente. O segundo tipo de teste de redução de arrasto monofásico é realizado na sequência e utiliza a solução final do primeiro tipo de teste. Nesse tipo de teste, a solução é escoada através da bancada experimental por vários passes, até que a curva do coeficiente de redução de arrasto em função do número de passes (N_p) estabilize em um valor constante, quando, então, o polímero para de degradar mecanicamente. Ao final de cada tipo de teste, coleta-se uma amostra (cerca de 300 ml) para determinação da massa molecular do polímero após ter passado algumas vezes pela bancada experimental. O coeficiente de redução de arrasto (DR) é calculado pela equação 2.11

$$DR = \left(\frac{\Delta P_{\text{solvente}} - \Delta P_{\text{solução}}}{\Delta P_{\text{solvente}}} \right) \times 100\% . \quad (2.11)$$

2.4.2 Experimento Bifásico

Para o experimento bifásico, muitas etapas do procedimento descrito para o experimento monofásico se repetem. Destacam-se aqui os pontos que são diferentes do procedimento anterior. Primeiramente, são utilizadas duas bombas centrífugas, uma para água e outra para o querosene. O volume de querosene utilizado é de 70 litros, pois, no escoamento

bifásico, como há interação das fases água-querosene, demora-se mais tempo para o escoamento atingir o estado desenvolvido e iniciar a aquisição de dados. As fases água e querosene são transferidas do tanque de armazenamento para o vaso separador, abrindo a válvula XV-01. Após a transferência das fases, a válvula XV-01 é fechada e o teste pode ser iniciado. Vale destacar que não se utiliza o vaso de pressão no experimento bifásico. O vaso separador tem a função de manter as fases separadas antes de iniciar o teste bifásico. Devido à diferença de massa específica, a água (50 litros) fica na parte inferior do vaso separador e o querosene na parte superior. Um vertedouro (uma placa vertical) impede que a água passe para o lado onde a bomba de óleo succiona o querosene; além disso, uma placa defletora (indicada pela letra C na Figura 14) é utilizada na entrada das fases no vaso separador para minimizar a agitação e a mistura das fases. Esses detalhes podem ser vistos na Figura 15. As fases água e querosene são succionadas por suas respectivas bombas e as vazões são medidas em cada linha. A proporção das fases no escoamento bifásico é determinada com base nas vazões medidas. A mistura das fases ocorre através de uma junção em Y, a 45°, localizada após os medidores de vazão. Após a mistura, o escoamento é bifásico e essa mistura é escoada através da seção de teste, onde as pressões são medidas. Esse escoamento é direcionado para o tanque de armazenamento e lá permanece em repouso por cerca de 10 minutos, para que as fases se separem. Após esse período, as fases são transferidas novamente para o vaso separador e aguarda-se 5 minutos para dar início a outro passe. Durante o escoamento, a mistura das fases não forma uma emulsão estável e a separação é quase que instantânea quando o escoamento é interrompido; com isso, não é possível determinar a viscosidade da mistura. Dessa forma, estima-se o número de Reynolds da mistura para escoamento bifásico a partir da Equação 1.8. Uma vez que a vazão total da mistura é mantida constante e as propriedades, como massa específica e viscosidade, diferem para cada fração de água, o número de Reynolds varia entre as diferentes frações. A fração de água (f_A) é definida como a razão entre a vazão volumétrica de água e a vazão volumétrica total, conforme a equação 2.12

$$f_A = \left(\frac{Q_A}{Q_A + Q_O} \right). \quad (2.12)$$

Onde Q_A e Q_O são as vazões de água e querosene, respectivamente.

Quando a fase água é aditivada, são preparados 50 litros de solução polimérica em um recipiente de 50 litros, conforme o procedimento descrito na subseção 2.3.1. Após o período de diluição, a solução é transferida para o tanque de armazenamento e, junto com o querosene

limpo, o teste bifásico pode ser iniciado. Quando o querosene é aditivado, transfere-se 70 litros de querosene para o tanque de armazenamento e, em seguida, adiciona-se um volume de solução concentrada de PIB para atingir a concentração desejada. Aqui, não se realiza o processo de aditivação progressiva, como nos experimentos monofásicos, pois a concentração a ser utilizada nos experimentos bifásicos foi previamente definida nos experimentos monofásicos. Após a solução concentrada ser adicionada, mistura-se suavemente por 1 minuto e deixa-se repousar por 30 minutos. Decorridos esse prazo, transfere-se 50 litros de água para o tanque de armazenamento. Ambas as fases são transferidas para o vaso separador e o teste bifásico pode ser iniciado. Nesse tipo de experimento, realiza-se um passe para cada fração de água, desde 100% de fase óleo até 100% de fase água, espaçados em 5%. Após o experimento, coleta-se uma amostra da solução polimérica de PIB para medir a massa molecular após várias corridas pela bancada em escoamento bifásico. Em seguida, as fases são drenadas para o vaso separador. Por fim, é feita a limpeza da bancada, cujo procedimento é semelhante ao descrito anteriormente; porém, utilizam-se 150 litros de água nas etapas de limpeza. Os outros processos, como aquisição e tratamento de dados, aferição dos transdutores de pressão e cálculo de DR, são idênticos aos realizados no experimento monofásico.

2.5 Análise estatística e de incerteza

A realização de experimentos envolve medições de variáveis por meio de instrumentos que estão sujeitos a diferentes fontes de erros, sejam eles sistemáticos ou aleatórios. Dessa forma, a análise estatística e a estimativa de incertezas tornam-se etapas fundamentais para garantir a confiabilidade e a reprodutibilidade dos resultados obtidos.

2.5.1 Critério estatístico para rejeição dos dados atípicos

Nos testes de redução de arrasto na bancada experimental, os dados de pressões e vazões são coletados após o escoamento estar desenvolvido. Esse tempo de desenvolvimento, representado por t_d , varia de 5 a 20 segundos após o acionamento da(s) bomba(s), dependendo do tipo e das condições do teste. Entre o conjunto de dados coletados, seleciona-se um valor representativo para a pressão e vazão. Entretanto, algumas medições podem apresentar discrepâncias, conhecidas como dados atípicos. Essas variações ocorrem,

provavelmente, devido a perturbações no processo. Para identificar e excluir os valores que divergem da tendência predominante, é necessário adotar um critério de análise. Neste trabalho, utiliza-se o critério estatístico de Chauvenet, que se baseia em encontrar um intervalo de probabilidade centrado na média de uma distribuição normal, compreendendo os dados que se ajustam ao comportamento esperado. Todos os valores que se situam fora desse intervalo são rejeitados, removidos da amostra, e uma nova média, assim como um novo desvio padrão, são calculados com os valores remanescentes.

A distribuição normal fornece a probabilidade de que um dado valor medido apresente um desvio em relação à média esperada. Conforme o critério de Chauvenet, não se espera que a probabilidade de ocorrência de um valor seja menor que $1/N$, onde N é o número total de amostras. O critério vai além dessa restrição, especificando que um valor medido pode ser rejeitado se a probabilidade “p” de ocorrência de seu desvio em relação à média for menor que $1/2N$. A Tabela 3 apresenta os valores da razão entre o desvio e o desvio padrão para diferentes valores de N , conforme este critério.

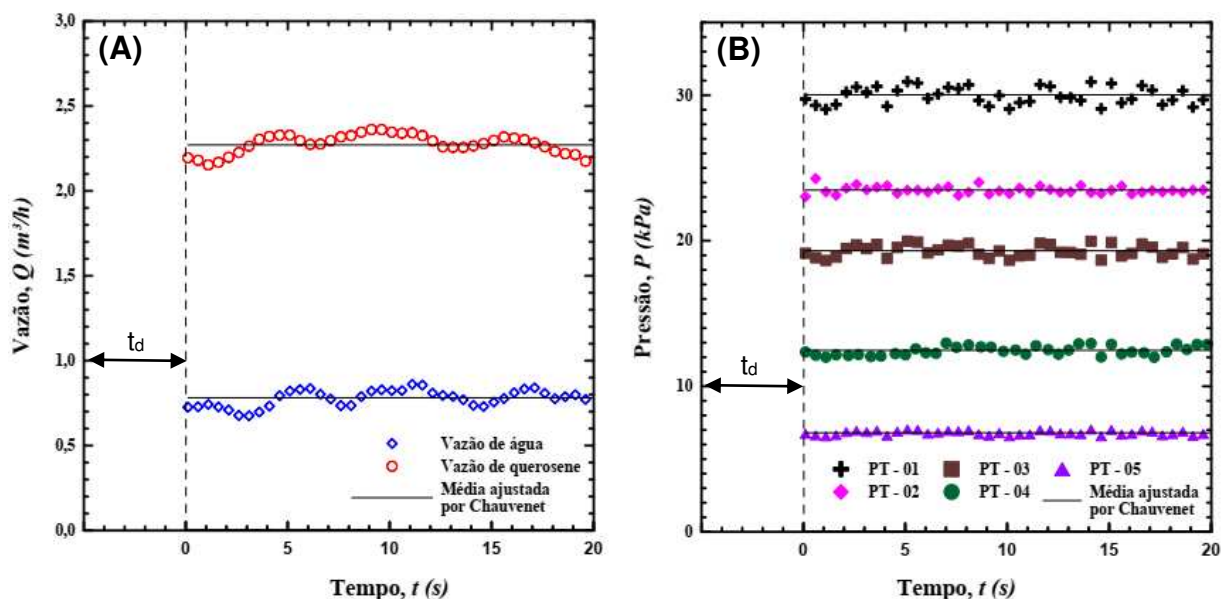
Para aplicar o critério de Chauvenet, inicialmente são calculados o desvio médio e o desvio padrão dos dados medidos. Em seguida, o desvio de cada ponto é comparado ao desvio padrão, utilizando os valores apresentados na Tabela 3, para identificar e eliminar pontos considerados duvidosos. Após a exclusão dos pontos discrepantes, um novo valor médio e um novo desvio padrão são recalculados com os dados remanescentes.

Tabela 3 – Critério de Chauvenet para rejeição de valor medido.

Número de amostras (N)	Razão entre o máximo desvio aceitável e o desvio padrão ($d_{\text{máx}}/\sigma$)
3	1,38
4	1,54
5	1,65
6	1,73
7	1,80
10	1,96
15	2,13
25	2,33
50	2,57
100	2,81
300	3,14
500	3,29
1000	3,48

A Figura 28 mostra um trecho dos dados de vazão (Figura 28 (A)) e pressão (Figura 28 (B)) obtidos durante um teste bifásico realizado com 25% de água e 75% de querosene, para uma vazão total de $3,0 \text{ m}^3/\text{h}$, sem adição de polímero. Como mencionado anteriormente, os dados exibidos correspondem ao período em que o escoamento já está plenamente desenvolvido, identificado pelo tempo t_d .

Figura 28 – Dados de vazão (A) e pressão (B) para um teste bifásico (25%A + 75%Q).



Neste exemplo, o tempo necessário para o desenvolvimento do escoamento foi de aproximadamente 15 segundos, com a aquisição de dados ocorrendo por cerca de 20 segundos. Os símbolos no gráfico representam os dados tratados segundo o critério de Chauvenet, enquanto as linhas contínuas pretas sobre os dados indicam a média ajustada após a aplicação do critério.

Os valores médios, obtidos após a aplicação do critério de Chauvenet, são utilizados como base para os cálculos subsequentes (fator de atrito, número de Reynolds, gradiente de pressão e redução de arrasto). Esse procedimento garante que apenas dados representativos do comportamento predominante do escoamento sejam considerados, eliminando possíveis influências de valores atípicos. A adoção desses valores ajustados proporciona maior precisão nas análises, reduzindo incertezas nos resultados finais e assegurando maior confiabilidade nas correlações e modelos derivados dos testes experimentais.

2.5.2 Análise de incertezas

Todos os dados apresentados nos resultados possuem barras de erro. Em alguns deles, as barras de erro são oriundas de testes repetitivos. Para os demais, utiliza-se a lei de propagação de incertezas, na qual a incerteza δ de uma variável $\phi(x_1, x_2, \dots, x_n)$ é calculada pela Equação 2.13

$$\delta_{\phi} = \sqrt{\left(\frac{\partial \phi}{\partial x_1} \delta_{x_1}\right)^2 + \left(\frac{\partial \phi}{\partial x_2} \delta_{x_2}\right)^2 + \dots + \left(\frac{\partial \phi}{\partial x_n} \delta_{x_n}\right)^2}. \quad (2.13)$$

A Tabela 4 mostra a incerteza relativa de todas as dimensões, propriedades e variáveis utilizadas para compor os dados aplicados na análise de propagação de incertezas. As incertezas de viscosidade, pressão e vazão são informadas no certificado de calibração do instrumento utilizado no teste. As demais foram estimadas em nosso laboratório.

Tabela 4 – Incerteza relativas das variáveis.

Variável	Incerteza relativa (%)
Diâmetro	0,13
Comprimento da seção de teste	0,10
Massa específica da água	0,0004
Massa específica do querosene	0,0004
Pressão	0,25
Vazão de água	0,50
Vazão de querosene	1,00
Viscosidade	3,00

3 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo, são apresentados os resultados e discussões, divididos em três partes. Na seção 3.1, descreve-se o teste preliminar a respeito da precisão da bancada experimental. A seção 3.2 trata da redução de arrasto em escoamento monofásico com polímero solúvel em hidrocarboneto. Por fim, na seção 3.3, são apresentados os resultados de redução de arrasto em escoamento bifásico líquido-líquido.

3.1 Resultados preliminares

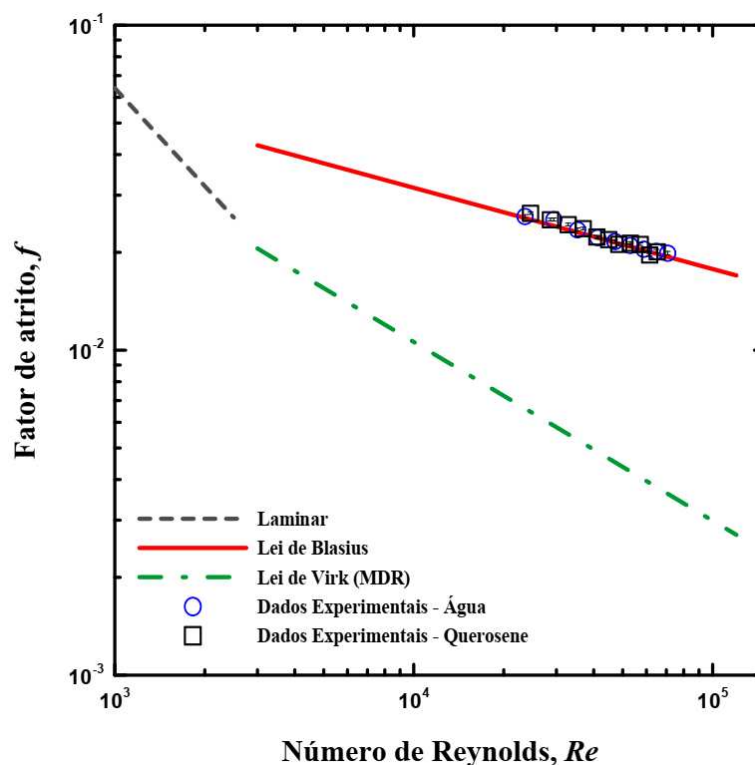
Antes de realizar os experimentos de redução de arrasto, a bancada deve ser validada. A validação é feita tanto para a linha de óleo quanto para a linha de água, em escoamento monofásico. O procedimento consiste em escoar o solvente (água filtrada ou querosene) através da tubulação e calcular o fator de atrito de Darcy experimental, de acordo com a Equação 2.1. Durante o experimento de validação, a queda de pressão (ΔP) e a velocidade (V) são medidas. O valor do fator de atrito experimental é comparado com o fator de atrito obtido pela lei de Blasius, conforme a Equação 2.2. Se esses dois fatores de atrito (experimental e obtido pela lei de Blasius) estiverem próximos, considera-se que a bancada está validada e que os instrumentos apresentam boa precisão, principalmente os medidores de pressão e vazão. De fato, os experimentos comprovaram a boa precisão dos dados, apresentando desvio menor que 5%.

Para os experimentos de validação da linha de água e da linha de óleo, utilizam-se 50 litros de água filtrada e 50 litros de querosene limpo, respectivamente. Vale ressaltar que esses experimentos de validação são monofásicos. O procedimento consiste em escoar o volume do líquido várias vezes pela bancada, variando o número de Reynolds, desde 20000 até 80000, faixa que abrange o intervalo em que os testes de DR são realizados. Além disso, a validação é feita na mesma temperatura que os testes de DR são realizados, aproximadamente 25 °C.

A Figura 29 mostra o fator de atrito em função do número de Reynolds. Os círculos azuis representam os dados de fator de atrito quando a bomba de água é utilizada, e os triângulos pretos referem-se aos dados de fator de atrito quando a bomba de óleo é utilizada, ou seja, durante o escoamento de querosene puro. Além disso, a Figura 29 apresenta o fator de atrito de Blasius ($f = 0,31/Re^{0,25}$) (linha contínua vermelha), a lei de Virk ou máxima

redução de arrasto (MDR) ($f = 1,68/Re^{0,55}$) (linha traço-ponto verde) e o fator de atrito para escoamento laminar ($f = 64/Re$) (linha tracejada preta). A partir da Figura 29, observa-se que os dados experimentais de fator de atrito, tanto para a água quanto para o querosene, estão próximos aos fatores de atrito calculados pela equação de Blasius. As barras de erro na Figura 29 indicam as incertezas previstas pela Eq. 2.13.

Figura 29 – Fator de atrito de Darcy em função do número de Reynolds. Comparação do fator de atrito experimental (para água e para querosene) com o fator de atrito obtido pela equação de Blasius.

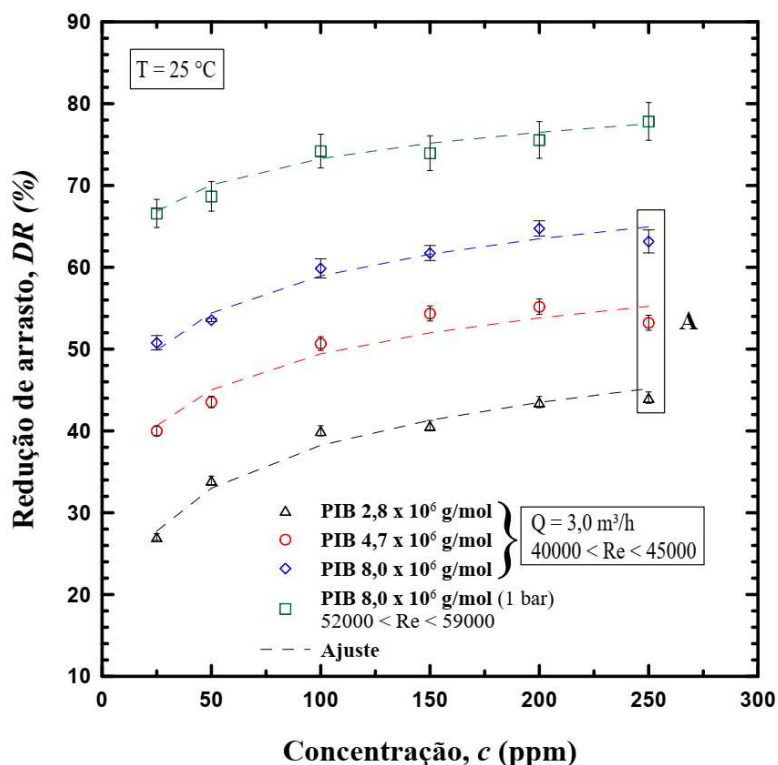


3.2 Redução de arrasto em escoamento monofásico

Inicialmente, estuda-se a redução de arrasto em função da concentração e massa molecular do PIB em querosene. A Figura 30 mostra essa relação para o PIB em três diferentes massas moleculares. Os experimentos são realizados com vazão de 3,0 m³/h e temperatura de 25 °C. Os triângulos pretos, círculos vermelhos e losangos azuis representam dados para $M_v = 2,8 \times 10^6$ g/mol, $M_v = 4,7 \times 10^6$ g/mol e $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol, respectivamente. Vale destacar que cada ponto na Figura 30 representa apenas um passe na bancada experimental. Para cada massa molecular, o primeiro passe começa com uma concentração de 25 ppm. Após passar pela bancada, incrementa-se mais 25 ppm e o segundo

passé é realizado. A partir desse ponto, a concentração é incrementada de 50 em 50 ppm, até atingir a concentração de 250 ppm, que foi a maior concentração analisada.

Figura 30 – Redução de arrasto em função da concentração de PIB para três diferentes massas moleculares.



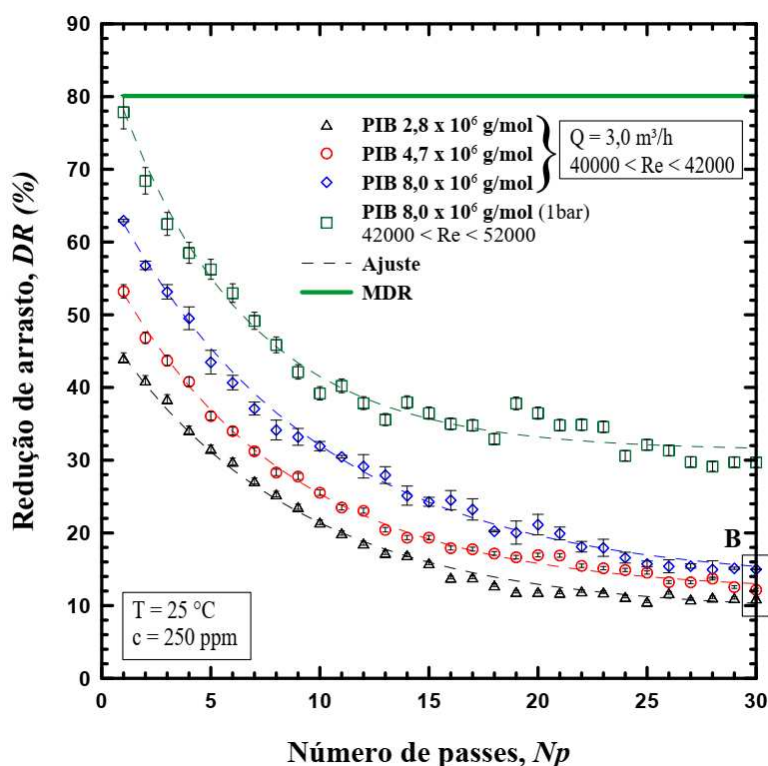
Observa-se na Figura 30 que a redução de arrasto aumenta com a concentração e a massa molecular, atingindo uma redução de arrasto de aproximadamente 64% para 250 ppm do PIB de maior massa molecular e vazão de $3,0 \text{ m}^3/\text{h}$, comportamento que já era esperado, conforme observado por Virk (1975). Além disso, em concentrações altas, o aumento da concentração não resulta em ganhos significativos em redução de arrasto, podendo até prejudicar a eficiência de DR, devido ao aumento da viscosidade e à redução significativa da massa molecular, já que a solução já passou algumas vezes pela bancada. Como a vazão é fixa, o número de Reynolds diminui com o incremento da concentração, variando de 45000 (para 25 ppm) até 40000 (para 250 ppm). Ao final dos testes, na concentração de 250 ppm (região A destacada na Figura 30), uma amostra (cerca de 300 ml) é coletada para medir a massa molecular nessa etapa do teste, antes de iniciar o teste de DR por número de passes.

Além dos testes utilizando a bomba centrífuga, foi realizado outro teste similar, porém utilizando pressão para impulsionar o escoamento. Nesse teste, o polímero utilizado foi o PIB de $M_v = 8,0 \times 10^6 \text{ g/mol}$ e a pressão foi mantida em 1 bar. Os resultados estão representados pelos quadrados verdes na Figura 30. Observa-se que o comportamento é o mesmo dos testes

anteriores, porém em valores de DR mais elevados. Em 25 ppm, a redução de arrasto sem bomba é 30% maior do que com bomba e, em 250 ppm, a diferença é de aproximadamente 21%. Esse patamar mais elevado de DR para esse tipo de teste está relacionado ao fato de a pressão de 1 bar resultar em uma vazão maior que 3,0 m³/h (4,0 a 3,3 m³/h, conseqüentemente, maior número de Reynolds (59000 a 52000)) e à ausência da bomba centrífuga (que é uma fonte de degradação mecânica localizada). Com base na Figura 29, observa-se que essa diferença no Re é insignificante para a redução de arrasto: para Re = 40000, a redução de arrasto máxima (MDR) é de 78%, enquanto para Re = 59000 é de 80%. Portanto, a variação de Re na Figura 30 não influencia significativamente a proposta de avaliar o efeito da concentração e da massa molecular na redução de arrasto para soluções de PIB. Vale destacar que a escolha de 1 bar é devida à limitação da bancada em realizar esse tipo de teste. O teste com PIB de $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol utilizando a bomba foi repetido duas vezes e os losangos azuis representam os valores médios, com as barras de erro indicando a diferença entre os valores máximos e mínimos de cada passagem. As barras de erro dos outros testes indicam as incertezas previstas pela Eq. 2.13.

Após atingir a concentração de 250 ppm, a solução polimérica foi escoada pela bancada várias vezes (aproximadamente 30 passes), até que a taxa de redução de arrasto atingisse um valor assintótico, quando a degradação mecânica deixa de ter influência. A Figura 31 mostra a redução de arrasto em função do número de passes através do sistema, referente às soluções de PIB de três diferentes massas moleculares, com concentração de 250 ppm, vazão de 3 m³/h e temperatura de 25 °C. Além disso, na Figura 31, é mostrado o teste com PIB de $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol impulsionado por pressão, que foi realizado na mesma concentração e temperatura daqueles realizados por bomba. Como nesses testes a concentração é fixa e as viscosidades das soluções poliméricas são próximas, o número de Reynolds não muda significativamente. Para testes utilizando a bomba, o Re começa em 40000 na primeira passagem e aumenta para 42000 na última, esse pequeno aumento no Re é devido a degradação do polímero, que reduz a viscosidade da solução. No caso de pressão fixa, o Re varia mais: inicia-se em 52000 na primeira passagem e diminui para 42000 na última, pois também há degradação do polímero e conseqüentemente perda de eficiência de redução de arrasto. O teste com PIB de $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol utilizando a bomba foi repetido duas vezes e os losangos azuis representam os valores médios, com as barras de erro indicando a diferença entre os valores máximos e mínimos de cada passagem. As barras de erro dos outros testes indicam as incertezas previstas pela Eq. 2.13.

Figura 31 – Redução de arrasto em função do número de passes. Três diferentes massas moleculares de PIB.

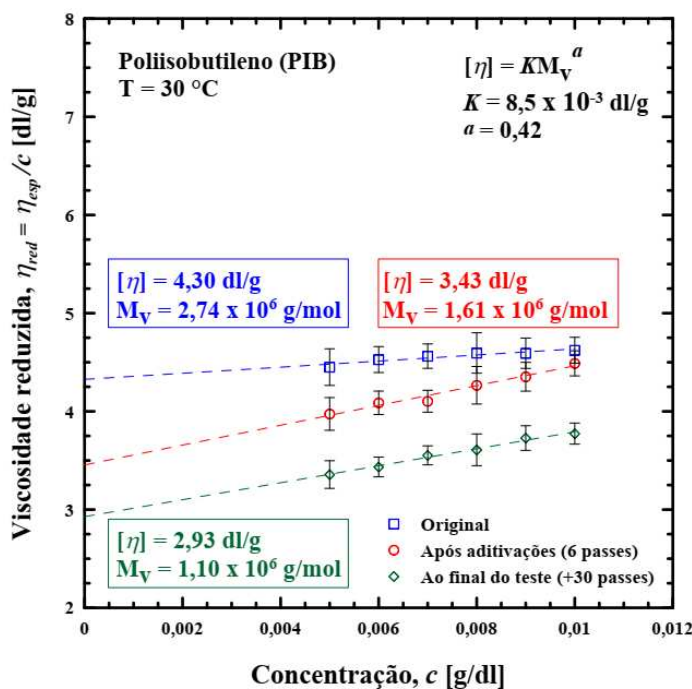


Analisando a Figura 31, observa-se que o PIB de $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol (losangos azuis na Figura 31) apresenta DR de 64% no primeiro passe, alcançando 16% após 30 passes através do sistema. Para o PIB de $M_v = 4,7 \times 10^6$ g/mol (círculos vermelhos na Figura 31), o DR varia de 54% no primeiro passe para 14% no último passe. Já para o PIB de $M_v = 2,8 \times 10^6$ g/mol (triângulos pretos na Figura 31), observa-se DR de 44% no primeiro passe e 10% no último passe. Para cada massa molecular de PIB, quando a redução de arrasto atinge o patamar assintótico (região B destacada na Figura 31), uma amostra (cerca de 300 ml) é coletada para medir a massa molecular nessa etapa do teste. Verifica-se que, independentemente da massa molecular, os DRs assintóticos tendem a valores próximos (entre 11% e 15%). Esse comportamento é característico de um sistema com perda localizada, que impõe uma taxa de extensão localizada, favorecendo a degradação mecânica do polímero, conforme observado por Martins, Soares e Siqueira (2022). Lembrando que os experimentos foram conduzidos com uma bomba centrífuga; por isso, supõem-se que a bomba possa ser a fonte da taxa de extensão localizada. Para o teste impulsionado por pressão, observa-se que o comportamento é similar aos dos testes realizados com a bomba, ou seja, DR cai com o número de passes. Porém, para a mesma massa molecular, os valores de DR são mais altos e a

região assintótica em um patamar mais elevado. O DR varia de 78% (próximo a MDR = 81%) no primeiro passe para 30% no último passe, ainda significativamente maior que o caso com a bomba, que atinge cerca de 16%. Conforme mencionado anteriormente, a pressão de 1 bar resulta em vazão maior que 3 m³/h (consequentemente, maior Re), o que é refletido em maiores valores de DR. Já a ausência da bomba evita a degradação localizada e contribui para que o DR assintótico esteja em um patamar mais elevado. Esse efeito de menor degradação, na ausência de bomba centrífuga, foi observado por Sandoval e Soares (2016).

Como no primeiro tipo de teste (Figura 30) a concentração é incrementada de passe em passe a massa molecular diminui ao longo do teste. Os valores de massa molecular em diferentes estágios de teste, tanto no primeiro tipo de teste (Figura 30) quanto no segundo tipo de teste (Figura 31), são apresentados nas Figuras 32, 33 e 34, para os PIBs de massa molecular menor, intermediária e maior, respectivamente. A determinação da massa molecular é baseada na medida da viscosidade intrínseca, que é o valor da viscosidade reduzida quando a concentração tende a zero, ou seja, é obtida pela interceptação das linhas com o eixo das ordenadas nas Figuras 32, 33 e 34. As barras de erros nas Figura 32, 33 e 34 são baseadas no desvio padrão de 5 medidas de viscosidade reduzida.

Figura 32 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 2,8 \times 10^6$ g/mol.

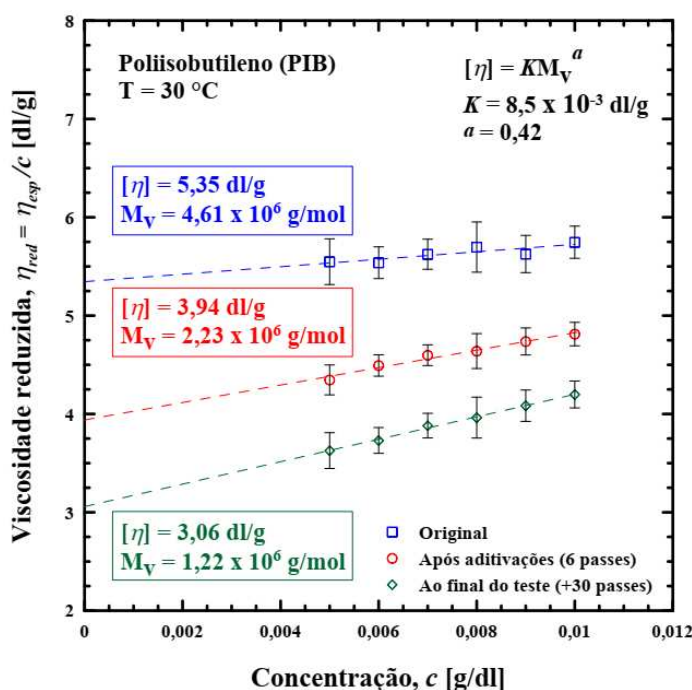


Para o PIB de menor massa molecular, uma solução virgem (original e sem degradação) apresentou $M_v = 2,74 \times 10^6$ g/mol (quadrados azuis na Figura 32). Após a

aditivação sucessiva, ao atingir a concentração de 250 ppm, uma amostra é coletada para verificar a massa molecular nesse estágio do teste. Observou-se que a massa molecular reduz para $M_v = 1,61 \times 10^6$ g/mol (círculos vermelhos na Figura 32), mostrando que o fato da solução passar algumas vezes (seis passes) pela bancada, em concentrações diferentes, resulta em queda da massa molecular. Lembrando que o segundo tipo de teste monofásico é realizado na sequência do primeiro e utiliza a solução de 250 ppm, previamente degradada e agora com $M_v = 1,61 \times 10^6$ g/mol. Após a realização do segundo tipo de teste, em que a solução polimérica passa várias vezes pela bancada (aproximadamente 30 passes), coleta-se outra amostra para analisar a massa molecular quando o DR atinge valor assintótico. Verificou-se que a massa molecular diminui para $M_v = 1,10 \times 10^6$ g/mol (losangos verdes na Figura 32). Vale destacar que, para os PIBs com massa molecular intermediária e maior, os momentos do teste em que são coletadas as amostras para determinação da massa molecular e os procedimentos são os mesmos usados para o PIB de menor massa molecular.

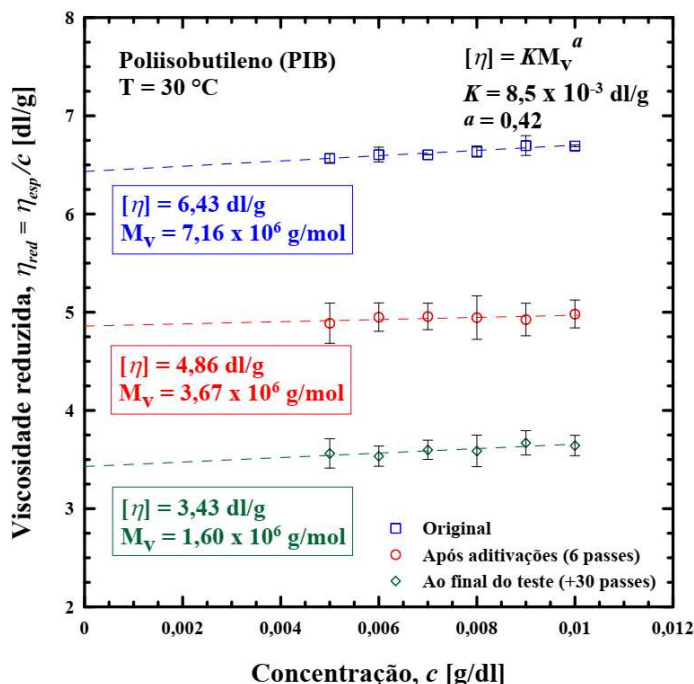
Para o PIB com massa molecular intermediária, conforme mostrado na Figura 33, uma solução virgem apresenta $M_v = 4,61 \times 10^6$ g/mol (quadrados azuis na Figura 33). Após a aditivação, a massa molecular reduziu para $M_v = 2,23 \times 10^6$ g/mol (círculos vermelhos na Figura 33). Ao finalizar o segundo tipo de teste, a massa molecular caiu para $M_v = 1,22 \times 10^6$ g/mol (losangos verdes na Figura 33).

Figura 33 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 4,7 \times 10^6$ g/mol.



Finalmente, para o PIB de maior massa molecular, conforme ilustrado na Figura 34, a massa molecular da solução virgem é de $M_v = 7,16 \times 10^6$ g/mol (quadrados azuis na Figura 34). Após o primeiro tipo de teste, a massa molecular atingiu $M_v = 3,67 \times 10^6$ g/mol (círculos vermelhos na Figura 34). Por fim, após 30 passes na bancada, a massa molecular reduziu para $M_v = 1,60 \times 10^6$ g/mol (losangos verdes na Figura 34).

Figura 34 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol.



Ao analisar a degradação dos polímeros, com base nos dados representados pelos círculos vermelhos nas Figuras 32, 33 e 34, obtidos a partir das amostras coletadas ao final do primeiro tipo de teste (região A na Figura 30), observa-se que a solução com o maior peso molecular inicial é a mais suscetível à degradação mecânica. A força de ruptura é proporcional ao quadrado do peso molecular (Mv^2) (Vanapalli, Islam e Solomon, 2005; Paterson e Abernathy, 1970; Soares, 2020). Por exemplo, no teste da Figura 30, o peso molecular na sexta passagem diminuiu em 41% e 48% em relação ao valor inicial para o PIB de menor e maior massa molecular, respectivamente.

3.3 Redução de arrasto em escoamento bifásico.

Para os experimentos que avaliam a redução de arrasto em escoamento bifásico, é utilizado um polímero solúvel em água (Goma Diutana, DG) e um polímero solúvel em

querosene (Poliisobutileno, PIB), separadamente. Além disso, os polímeros são aplicados simultaneamente em ambas as fases. Os resultados são apresentados em termos de gradiente de pressão por fração de água. Para cada fração de água, as fases escoam apenas uma vez pela bancada; ou seja, realiza-se apenas um passe para cada fração de água. Como as vazões usadas neste trabalho são relativamente elevadas (2,5 m³/h e 3,0 m³/h), o escoamento bifásico é disperso. Algumas imagens do solvente (água e querosene sem polímeros) são apresentadas nas Figuras 35 e 36. Para melhorar a visualização, foi inserido corante (anilina preta) na água.

Figura 35 – Imagens dos padrões de escoamento para a fração de água 0,5 e diferentes vazões.

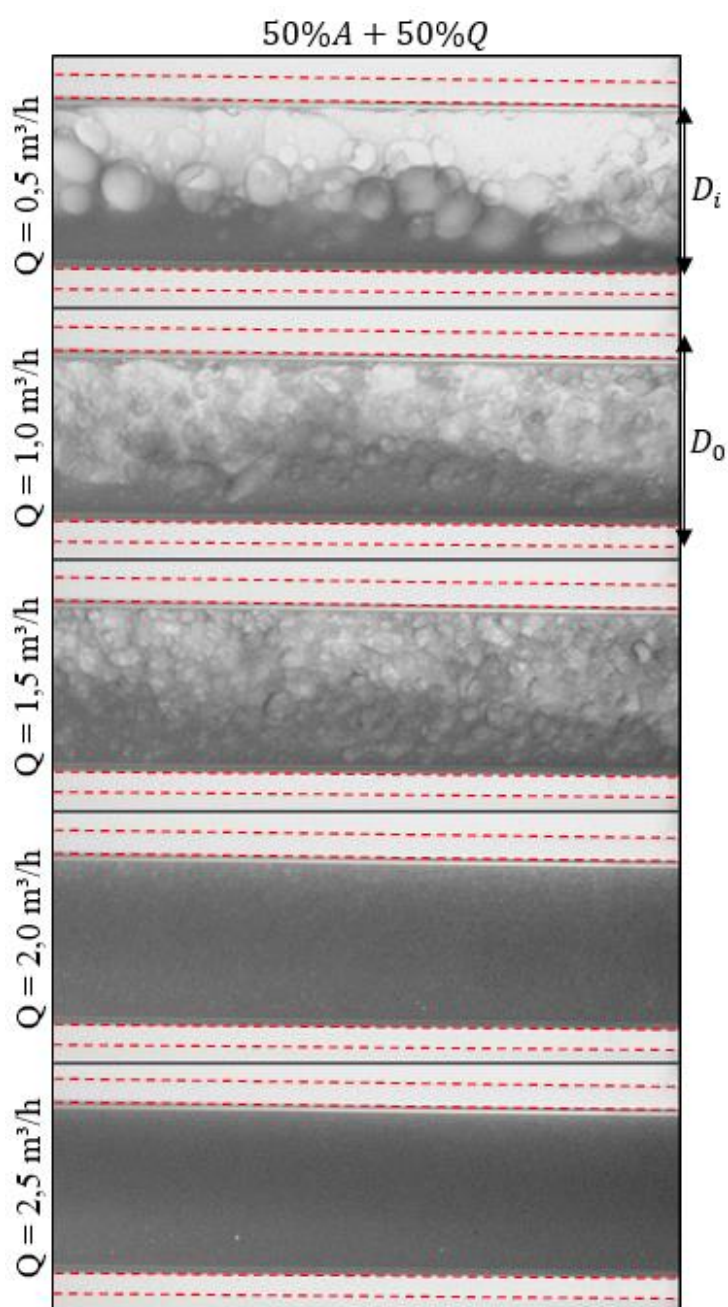
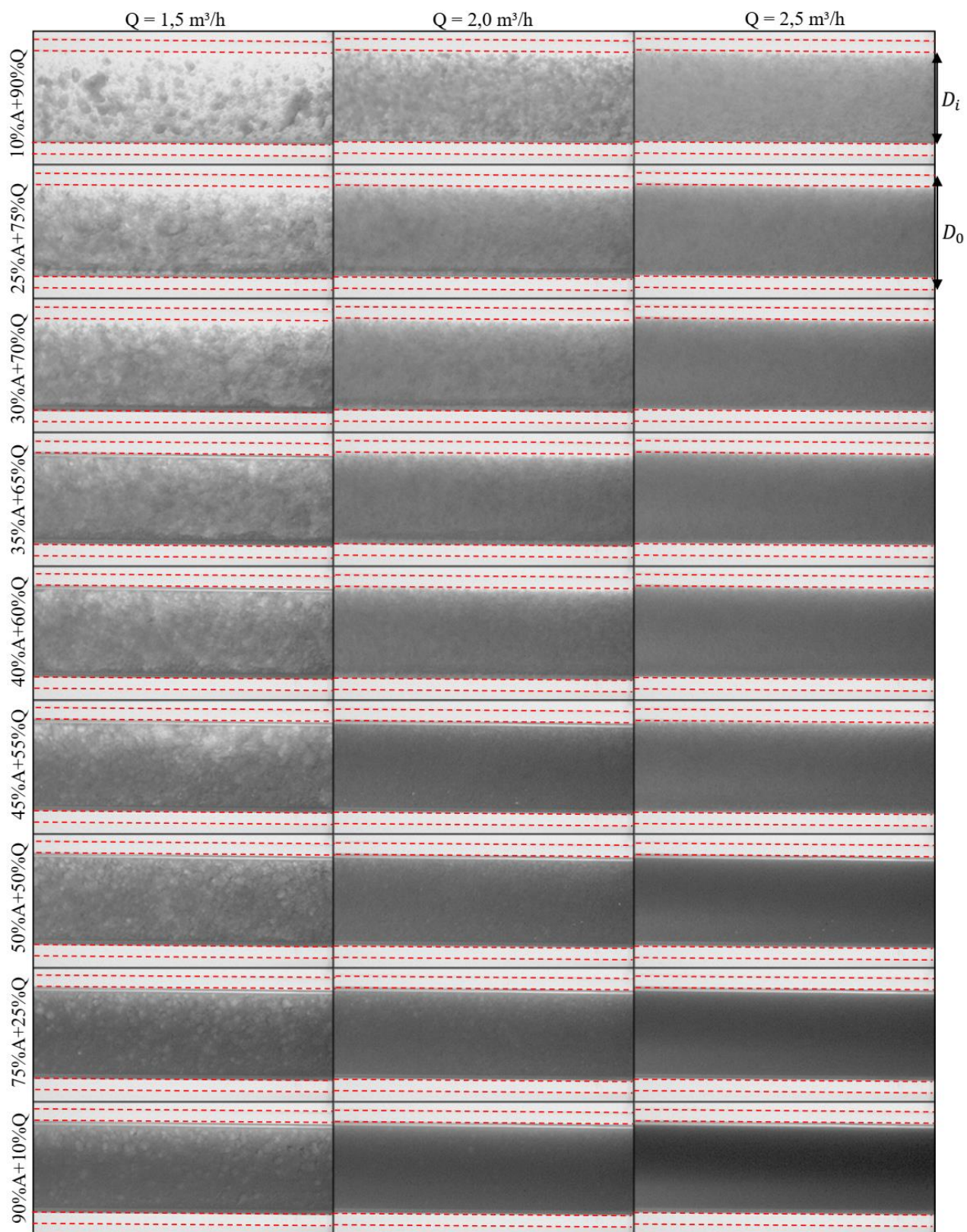


Figura 36 – 27 imagens que mostram a evolução dos padrões de escoamento. O escoamento disperso é atingido quando a vazão total é aumentada para 2,5 m³/h, em todas as frações de água.



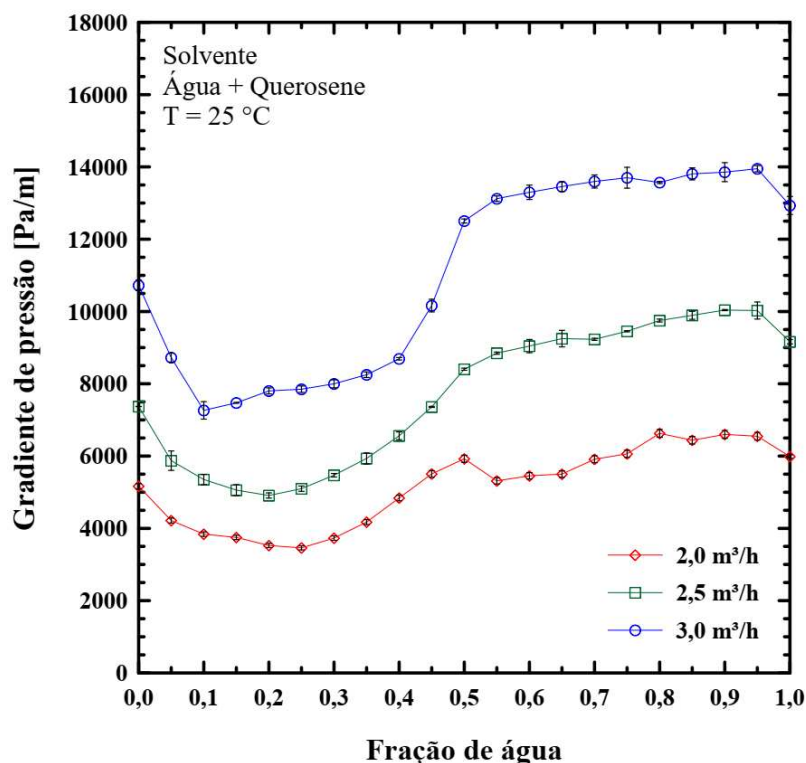
Na Figura 35, são apresentadas imagens do escoamento para uma fração de água fixa de 0,5, com um intervalo de vazão total variando de 0,5 m³/h a 2,5 m³/h, que mostram a evolução do padrão de escoamento com base no esquema de padrões apresentado na Figura 13. Observa-se que, para a vazão de 0,5 m³/h, o padrão de escoamento é estratificado ondulado com gotas e, ao aumentar a vazão para 1,0 m³/h e 1,5 m³/h, o padrão de escoamento passa a ser estratificado com mistura de camadas de água. A partir da vazão de 2,0 m³/h, o padrão de escoamento torna-se disperso. Na Figura 36, para as vazões de 1,5 m³/h, 2,0 m³/h e 2,5 m³/h, são apresentadas imagens do escoamento com variação da fração de água de 0,1 a 0,9. Observa-se, nas imagens da Figura 36, a mudança de coloração mais clara (em baixas frações de água – querosene como fase externa e água como fase interna) para uma coloração mais escura (em altas frações de água – água como fase externa e querosene como fase interna), indicando a inversão das fases. Esse fenômeno de inversão de fase é observado e discutido também na Figura 37. Como o índice de refração do querosene (1,44) é próximo ao da glicerina (1,49) e ao do acrílico (1,47), e o da água é significativamente menor (1,33 para água pura, e ainda menor com corante), a luz atravessa o querosene, caracterizando a coloração branca nas imagens. Ao analisar as Figuras 35 e 36, observa-se que, a partir da vazão de 1,5 m³/h, o escoamento apresenta características de dispersão, e essa dispersão aumenta com o incremento da vazão.

A princípio, o gradiente de pressão em escoamentos bifásicos depende principalmente da massa específica de mistura (ρ_m), do fator de atrito (f) e da vazão total ($Q = Q_A + Q_O$), ou seja, $\Delta P \propto \rho_m f Q^2$. Contudo, uma análise mais cuidadosa revela que o fenômeno é mais complexo, mesmo na ausência de polímeros. A Figura 37 apresenta o gradiente de pressão para o escoamento turbulento em função da fração de água para diferentes vazões totais. Os losangos vermelhos, os quadrados verdes e os círculos azuis representam os dados para as vazões de 2,0 m³/h, 2,5 m³/h e 3,0 m³/h, respectivamente. As curvas foram repetidas para as vazões de 2,5 m³/h e 3,0 m³/h. Cada valor nessas curvas corresponde à média entre dois testes, e as barras de erro representam os valores máximos e mínimos obtidos em cada teste. As barras de erro para a vazão de 2,0 m³/h são baseadas na análise de incerteza descrita na Eq. 2.13.

Na Figura 37 observa-se que, de forma geral, para uma vazão total fixa, o aumento da fração de água contribui para o aumento do gradiente de pressão, pois tanto a massa específica quanto a viscosidade da mistura também aumentam. A viscosidade do líquido com gotas dispersas pode ser estimada por diversos modelos matemáticos, como a Equação de

Einstein, $\eta = \eta_0 (1 + 2,5 \phi)$, onde η_0 é a viscosidade da fase contínua e ϕ é a fração volumétrica da fase dispersa. Essa equação apresenta algumas restrições, como o limite de fração volumétrica de até 2%. Modelos mais realistas foram propostos, como a Equação de Thomas, mencionada por Breslau e Miller (1970), Equação de Krieger-Dougherty, proposta por Krieger e Dougherty (1959) e Equação de Taylor, apresentada por Taylor (1932).

Figura 37 – Gradiente de pressão em função da fração de água para três vazões. Solvente (Água + Querosene).



Inicialmente, o gradiente de pressão diminui com o aumento da fração de água e atinge um valor mínimo em torno de 0,1 (para a vazão de 3,0 m³/h) e 0,2 (para as vazões de 2,5 m³/h e 2,0 m³/h). Supõem-se que essa queda inicial no gradiente de pressão para pequenas frações de água ao fato de que gotas em pequenas quantidades podem atuar como redutores de arrasto (Pal, 1993). Após esse ponto mínimo, o gradiente de pressão volta a aumentar, atingindo um máximo em torno de 0,5 de fração de água. Esse aumento no gradiente de pressão é provavelmente associado ao incremento na massa específica e viscosidade da mistura. A partir da fração de água de 0,5, o gradiente de pressão não apresenta variações significativas. Para frações de água superiores a esse valor, ocorre inversão de fase: inicialmente, o óleo é a fase contínua; à medida que a quantidade de água aumenta, a água se torna a fase contínua, conforme ilustrado nas imagens da Figura 36. Outros autores relatam o mesmo fenômeno de inversão de fases (Ioannou *et al.*, 2005; Pielat *et al.*, 2006; Al-Yaari *et al.*, 2009).

A queda no gradiente de pressão observada em frações de água de 0,5 e vazão total de 2,0 m³/h pode estar relacionada à inversão de fase, conforme apontado por Ioannou *et al.* (2005), embora tal efeito não tenha sido observado para as demais vazões. Para frações de água superiores a 0,5, o gradiente de pressão apresenta pouca variação nas vazões totais de 2,5 m³/h e 3,0 m³/h. Embora um aumento na massa específica da mistura contribua para um maior gradiente de pressão, a redução na quantidade de querosene na mistura com a água reduz a viscosidade, contribuindo para uma diminuição do gradiente. O efeito geral é a manutenção do gradiente de pressão.

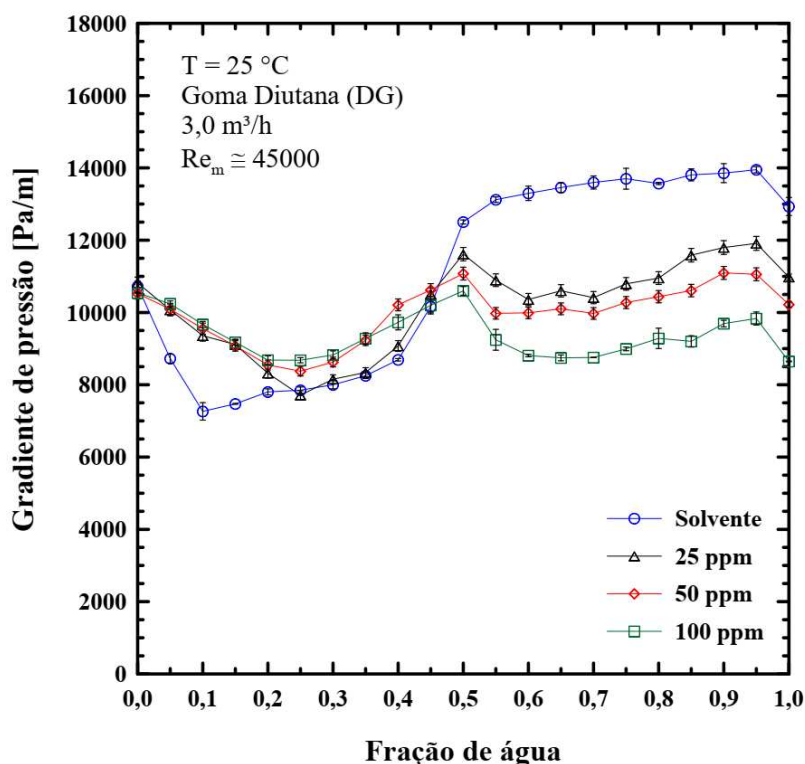
É interessante observar que o gradiente de pressão diminui novamente quando a fração de água atinge 1, devido à ausência de gotas de querosene na água. É importante comparar os valores da queda de pressão para água pura e querosene puro. Apesar de a água ser menos viscosa, a queda de pressão é maior do que para o querosene. A razão para isso é a diferença de massa específica, pois o querosene possui menor massa específica que a água. O fator de atrito para água pura é 0,0200, para a vazão de 3,0 m³/h, valor próximo ao do querosene puro, que é 0,0214. Assim, a relação entre os gradientes de pressão de querosene puro e água pura deve ser em torno de 0,84 para a vazão de 3,0 m³/h, como mostrado na Figura 37.

O primeiro polímero testado em escoamento bifásico foi a Goma Diutana (DG) diluída em água com concentrações de 25, 50 e 100 ppm, mantendo uma vazão total de 3,0 m³/h. O número de Reynolds da mistura é aproximadamente 45000. A Figura 38 mostra o gradiente de pressão na seção de teste em função da fração da fase aquosa para o solvente e as três concentrações de DG. Os círculos azuis representam os dados para o solvente; os triângulos pretos, os losangos vermelhos e os quadrados verdes correspondem aos dados para 25, 50 e 100 ppm de DG, respectivamente. Para a concentração de 100 ppm (quadrados verdes), foram realizados dois testes, sendo que cada valor nessa curva é a média de dois testes, e as barras de erro indicam os valores máximos e mínimos de cada ponto. A diferença máxima no valor do gradiente de pressão para uma fração de água fixa foi menor que 5%, indicando uma razoável repetibilidade. As barras de erro para as outras concentrações indicam as incertezas previstas pela Eq. 2.13.

Observa-se que, para baixas frações de água (menores que 0,5), o gradiente de pressão com a adição de DG é superior ao do solvente. Como o querosene é a fase externa nessa faixa de fração de água, não se espera um efeito de redução de arrasto, como relatado por Al-Yaari *et al.* (2009), Eshrati *et al.* (2017) e Quan *et al.* (2019). No entanto, o aumento do gradiente de pressão pode estar relacionado ao fato de a DG aumentar de forma significativa a viscosidade

da fase aquosa, elevando a viscosidade da mistura água-querosene. Curiosamente, não há diferença significativa nos valores do gradiente de pressão entre as concentrações de 25, 50 e 100 ppm de DG. Embora a DG eleve a viscosidade da mistura, acima de 25 ppm o aumento da concentração não implica em aumento desta viscosidade. Conforme já discutido, nessa fração de água (aproximadamente 0,5), ocorre a inversão de fases e a fase aquosa passa a ser a fase contínua, ou seja, a fase externa. A partir desse ponto, a DG atua como redutora de arrasto, e o gradiente de pressão diminui com o aumento da concentração de DG.

Figura 38 – Gradiente de pressão em função da fração de fase aquosa. Dados o solvente (Água + Querosene) são comparados com soluções de DG em duas concentrações. Vazão de 3,0 m³/h.



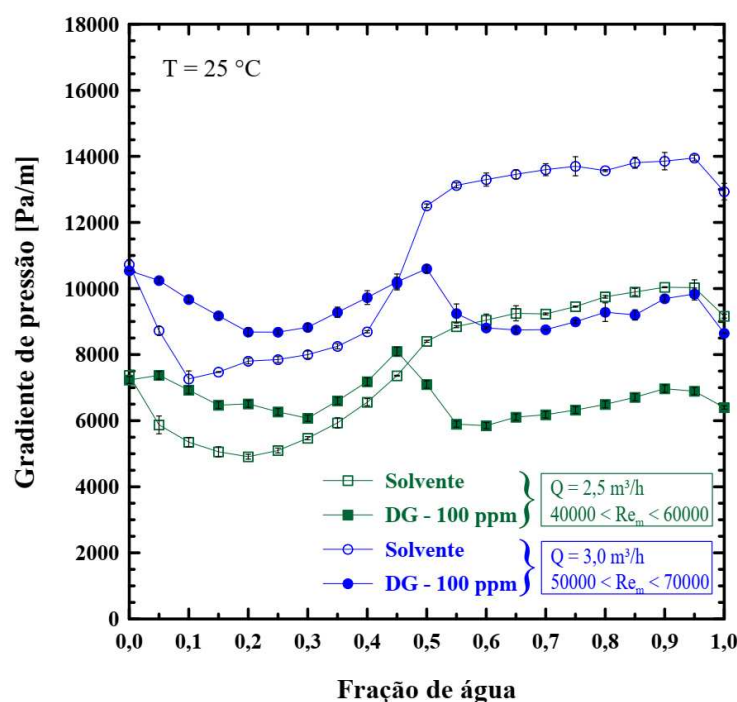
Embora a presença de DG na água possa aumentar significativamente a viscosidade da solução aquosa (a viscosidade infinita de 100 ppm de DG em água é de cerca de 1,5 cp, 50% maior que a viscosidade da água pura), o efeito geral é a redução do gradiente de pressão. Para a faixa de fração de água entre 0,6 e 0,9, a redução de arrasto está em torno de 33%. Vale mencionar a queda abrupta de pressão em fração de água em torno de 0,5 para soluções de DG, possivelmente relacionada à inversão de fase. Os valores de redução de arrasto para cada fração da fase aquosa são apresentados na Tabela 5.

Tabela 5 - Redução de arrasto para escoamento bifásico de soluções de DG em concentrações de 25 ppm, 50 ppm e 100 ppm. Vazão de 3,0 m³/h.

Fração de água	Redução de arrasto (%DR)			Fração de água	Redução de arrasto (%DR)		
	25 ppm	50 ppm	100 ppm		25 ppm	50 ppm	100 ppm
0,00	-2	1	1	0,55	17	24	30
0,05	-17	-17	-19	0,60	23	26	34
0,01	-32	-35	-36	0,65	21	24	35
0,15	-22	-22	-23	0,70	23	26	35
0,20	-7	-10	-12	0,75	20	24	33
0,25	1	-8	-11	0,80	19	23	32
0,30	-1	-7	-9	0,85	15	23	33
0,35	0	-11	-12	0,90	14	19	29
0,40	-5	-18	-12	0,95	14	20	29
0,45	-5	-6	-2	1,00	14	20	32
0,50	7	12	16				

Investigou-se também o efeito da vazão no gradiente de pressão em escoamento bifásico com a fase aquosa aditivada com Goma Diutana (DG). A Figura 39 mostra o gradiente de pressão em função da fração da fase aquosa para o solvente (símbolos vazios) e a solução de 100 ppm de DG (símbolos cheios) em duas vazões totais: 2,5 m³/h (símbolos verdes) e 3 m³/h (símbolos azuis). As barras de erros para os testes com DG indicam as incertezas previstas pela Eq. 2.13.

Figura 39 – Gradiente de pressão em função da fração de fase aquosa. Dados o solvente (Água + Querosene) são comparados com soluções de DG em duas vazões. Concentração de 100 ppm.



Para frações de água a partir de 0,55, a redução de arrasto é em torno de 33%, independentemente da vazão. Inicialmente, esse fato é contraintuitivo, pois sabe-se que a redução de arrasto aumenta com o número de Reynolds (Virk, 1975; White e Mungal, 2008), e o número de Reynolds da mistura é cerca de 20% maior para a vazão total de 3,0 m³/h. Uma possível explicação é que, em vazões mais altas, as gotas de querosene na água estão mais dispersas, contribuindo para um aumento da viscosidade da mistura e, conseqüentemente, para um aumento na queda de pressão, resultando em uma diminuição da redução de arrasto. O efeito geral observado nos testes é a manutenção do nível de redução de arrasto com o aumento da vazão total. Os valores de redução de arrasto são apresentados na Tabela 6.

Tabela 6 - Redução de arrasto para escoamento bifásico de soluções de DG nas vazões de 2,5 m³/h e 3,0 m³/h. Concentração de 100 ppm.

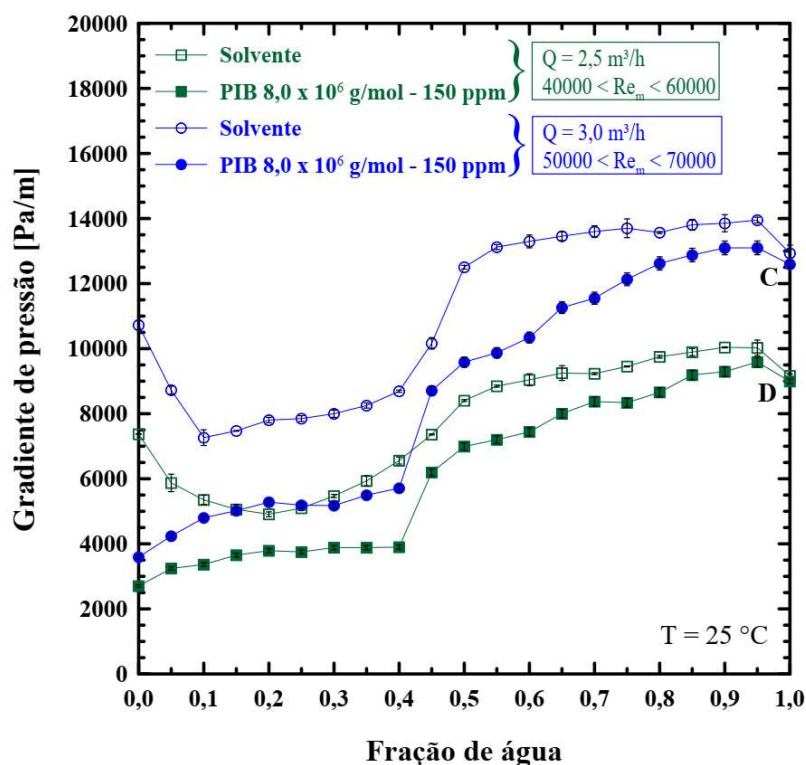
Fração de água	Redução de arrasto (%DR)		Fração de água	Redução de arrasto (%DR)	
	2,5 m ³ /h	3,0 m ³ /h		2,5 m ³ /h	3,0 m ³ /h
0,00	2	1	0,55	33	30
0,05	-22	-19	0,60	34	34
0,01	-27	-36	0,65	33	35
0,15	-25	-23	0,70	33	35
0,20	-31	-12	0,75	33	33
0,25	-22	-11	0,80	34	32
0,30	-10	-9	0,85	33	33
0,35	-9	-12	0,90	31	29
0,40	-8	-12	0,95	30	29
0,45	-10	-2	1,00	30	32
0,50	16	16			

De forma similar aos testes anteriores, agora apenas a fase oleosa (querosene) é aditivada com Poliisobutileno (PIB) de $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol com concentração de 150 ppm. A escolha dessa concentração foi baseada no primeiro tipo de teste de redução de arrasto (DR) para escoamento monofásico (Figura 30). A Figura 40 mostra o gradiente de pressão em função da fração de água para o solvente (símbolos vazios) e soluções de PIB (símbolos cheios) nas vazões de 2,5 m³/h (símbolos verdes) e 3,0 m³/h (símbolos azuis). As barras de erros para os testes com PIB indicam as incertezas previstas pela Eq. 2.13.

Ao contrário dos casos com DG na água, para ambas as vazões, a redução de arrasto é mais significativa quando o querosene é a fase externa (para frações de água menores que 0,45). A redução de arrasto varia de um máximo de 66% para o escoamento de querosene puro até 34% em fração de água de 0,4 para a vazão total de 3,0 m³/h. Para o caso com vazão total de 2,5 m³/h, a redução de arrasto varia de 63% a 41%, nas mesmas frações de água. Em

geral, a redução de arrasto é maior para a maior vazão, o que se atribui ao maior número de Reynolds da mistura nesse caso. Além disso, à medida que a fração de água é aumentada, a redução de arrasto perde eficiência; isso pode ser justificado tanto pelo fato de o polímero estar degradando mecanicamente quanto pela modificação das propriedades da mistura, fenômenos que ocorrem simultaneamente.

Figura 40 – Gradiente de pressão em função da fração de fase aquosa. Dados o solvente (Água + Querosene) são comparados com soluções de PIB ($M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol) para as vazões de 2,5 m³/h e 3,0 m³/h. Concentração de 150 ppm.



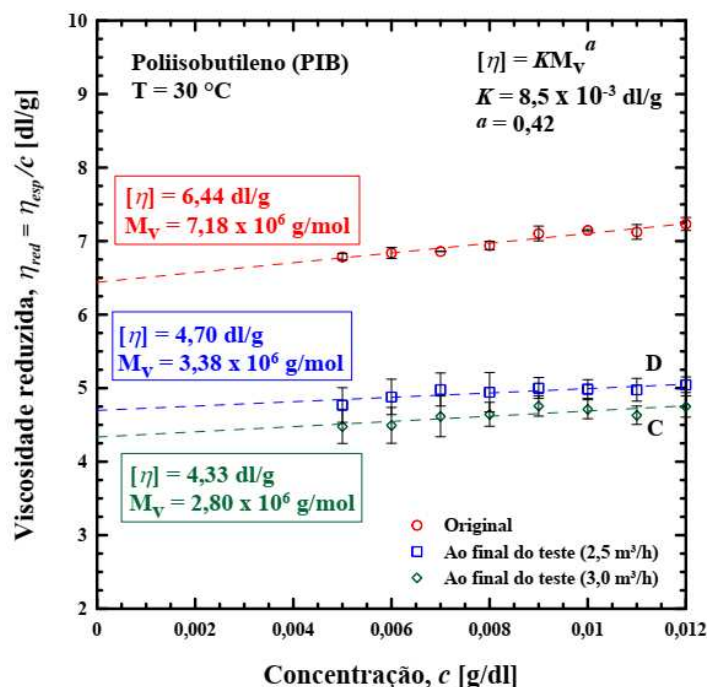
Ainda de acordo com a Figura 40, observa-se que a redução de arrasto continua positiva para frações de água maiores que 0,4. Em contrapartida, quando soluções aquosas de DG foram testadas, a redução de arrasto só era observada com a água como fase externa. Uma hipótese é que o PIB retarda a transição de fase, ou seja, o querosene continua sendo a fase externa para maiores valores de fração de água. Ao final de cada teste (letras C e D na Figura 40, para as vazões de 3,0 e 2,5 m³/h, respectivamente), uma amostra de querosene com PIB foi coletada para medir a massa molecular do PIB nesse estágio do teste. Os valores de redução de arrasto para as vazões de 2,5 m³/h e 3,0 m³/h estão apresentados na Tabela 7.

Tabela 7 - Redução de arrasto para escoamento bifásico de soluções de PIB ($M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol) nas vazões de 2,5 m³/h e 3,0 m³/h, para dois tipos de testes. Concentração de 150 ppm.

Fração de água	Redução de arrasto (%DR)		Fração de água	Redução de arrasto (%DR)	
	2,5 m ³ /h	3,0 m ³ /h		2,5 m ³ /h	3,0 m ³ /h
0,00	63	66	0,55	18	25
0,05	47	51	0,60	17	23
0,01	38	32	0,65	12	16
0,15	29	33	0,70	9	14
0,20	24	32	0,75	12	10
0,25	24	33	0,80	11	7
0,30	29	36	0,85	8	6
0,35	36	34	0,90	7	4
0,40	41	34	0,95	3	6
0,45	16	13	1,00	3	1
0,50	17	24			

Assim como no escoamento monofásico, a degradação mecânica também ocorre no escoamento bifásico. Essa análise de degradação é baseada nos dados apresentados na Figura 41.

Figura 41 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol. Comparação do PIB original com as soluções de PIB usadas nos testes bifásicos nas vazões de 2,5 m³/h e 3,0 m³/h.

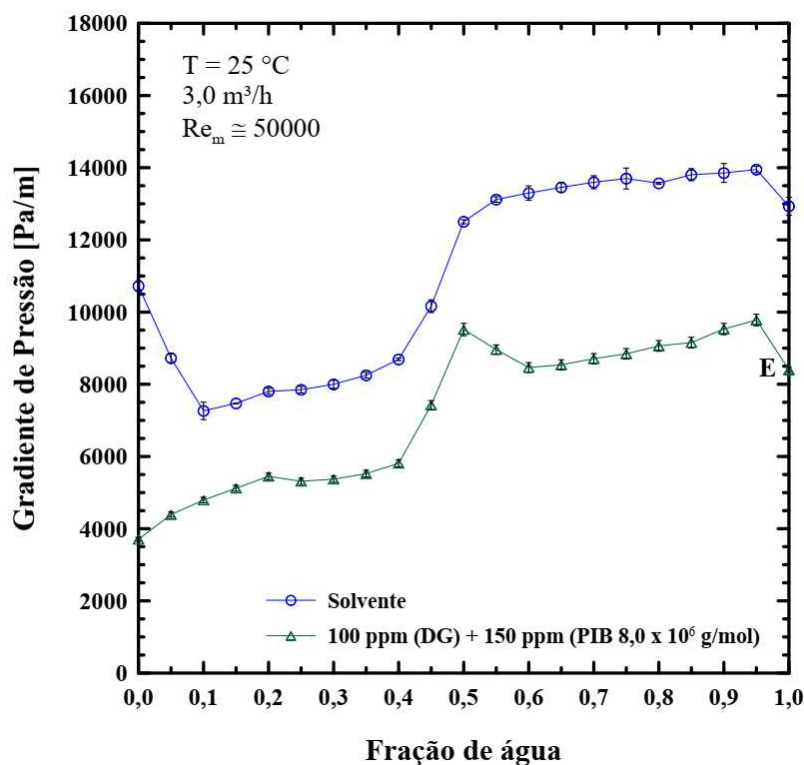


A massa molecular inicial do Poliisobutileno (PIB) medida é $M_v = 7,18 \times 10^6$ g/mol (círculos vermelhos na Figura 41). A massa molecular diminui significativamente ao final dos testes da Figura 40. Para a vazão total de 2,5 m³/h, a massa molecular final é $M_v = 3,38 \times 10^6$

g/mol (letra D e quadrados azuis na Figura 41), representando uma redução de 53% do valor inicial. Quando a vazão total é 3,0 m³/h, a massa molecular final é $M_v = 2,80 \times 10^6$ g/mol (letra C e losangos verdes na Figura 41), correspondendo a uma redução de 61% do valor inicial. Como esperado, a massa molecular final é menor para o caso com maior vazão, pois a degradação mecânica aumenta com a intensidade turbulenta, que é maior em números de Reynolds mais altos, conforme relatado por Soares (2020). As barras de erros na Figura 41 são baseadas no desvio padrão de 5 medidas de viscosidade reduzida.

Avaliou-se também os efeitos dos aditivos em ambas as fases simultaneamente. Os dados para essa análise estão apresentados na Figura 42. A fase aquosa foi aditivada com 100 ppm de DG e a fase oleosa com 150 ppm de PIB ($M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol). A vazão foi mantida em 3,0 m³/h e a fração de água variou gradativamente, como nos testes bifásicos anteriores. A Figura 42 mostra o gradiente de pressão em função da fração da fase aquosa para o solvente (círculos azuis) e os polímeros adicionados nas fases correspondentes (triângulos verdes). As barras de erros para o teste com DG e PIB indicam as incertezas previstas pela Eq. 2.13.

Figura 42 – Gradiente de pressão em função da fração de fase aquosa. Dados o solvente (Água + Querosene) são comparados com a mistura de soluções de PIB ($M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol), na concentração de 150 ppm, e DG, na concentração de 100 ppm, em dois diferentes testes. Vazão de 3,0 m³/h.



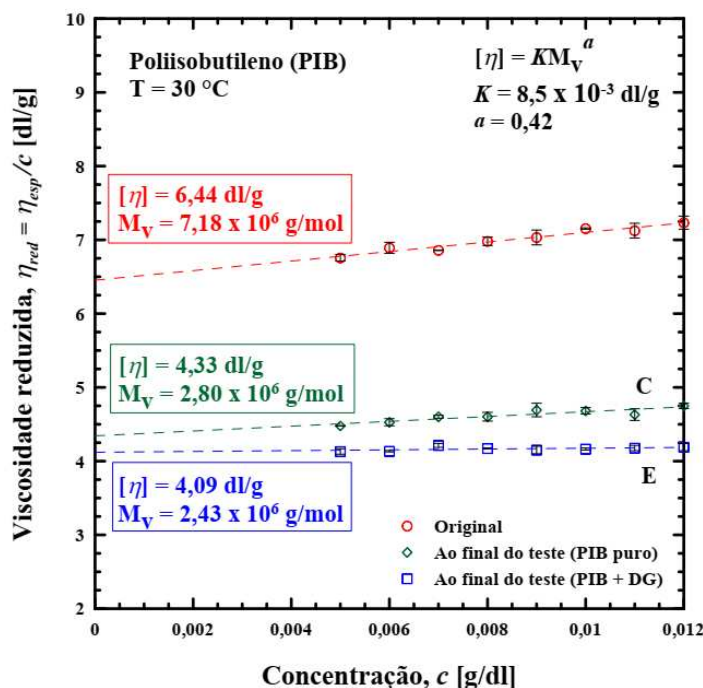
Como esperado, a redução de arrasto ocorre para toda a faixa de fração de água. Ao final do teste (letra E na Figura 42), uma amostra de querosene com PIB foi coletada para medir a massa molecular nesse estágio do teste. Os valores de redução de arrasto para esse teste estão apresentados na Tabela 8.

Tabela 8 - Redução de arrasto para escoamento bifásico da mistura de soluções de PIB ($M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol), na concentração de 150 ppm, e DG, na concentração de 100 ppm. Vazão de 3,0 m³/h.

Redução de arrasto (%DR)		Redução de arrasto (%DR)	
Fração de água	DG + PIB	Fração de água	DG + PIB
0,00	62	0,55	29
0,05	44	0,60	36
0,01	26	0,65	33
0,15	26	0,70	35
0,20	27	0,75	34
0,25	25	0,80	34
0,30	27	0,85	32
0,35	31	0,90	30
0,40	29	0,95	29
0,45	27	1,00	33
0,50	26		

Assim como nos testes anteriores (Figuras 40 e 41), ao final do teste apresentado na Figura 42 (referente ao ponto E), a massa molecular também foi medida. A Figura 43 mostra a massa molecular final (quadrados azuis), cujo valor é $M_v = 2,43 \times 10^6$ g/mol, 66% menor que o valor inicial. Vale destacar que essa massa molecular é menor do que a medida para o teste da Figura 40, com 150 ppm de PIB na mesma vazão, na ausência de DG (referente à letra C), que também está apresentada na Figura 43 (losangos verdes). Esse fato pode ser atribuído à viscosidade da mistura das soluções. Em escoamentos turbulentos a força necessária para romper uma molécula é proporcional a $\dot{\epsilon}\eta M_v^2$, onde $\dot{\epsilon}$ é a taxa de extensão média e η é a viscosidade do solvente, conforme relatado por Soares (2020). A mistura de 100 ppm de DG na água e 150 ppm de PIB no querosene, usada no teste da Figura 39, é de fato mais viscosa do que a mistura de 150 ppm de PIB no querosene e água na ausência de DG, utilizada no teste da Figura 40. Cada valor apresentado na Figura 43 é a média de dois testes, e as barras de erro medem os valores máximos e mínimos de cada teste. A diferença máxima foi de 5%, mostrando a repetibilidade nos valores medidos.

Figura 43 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol. Comparação do PIB original com as soluções de PIB usadas nos testes bifásicos quando apenas a fase oleosa é aditivada e quando ambas as fases são aditivadas. Vazões de $3,0$ m³/h.

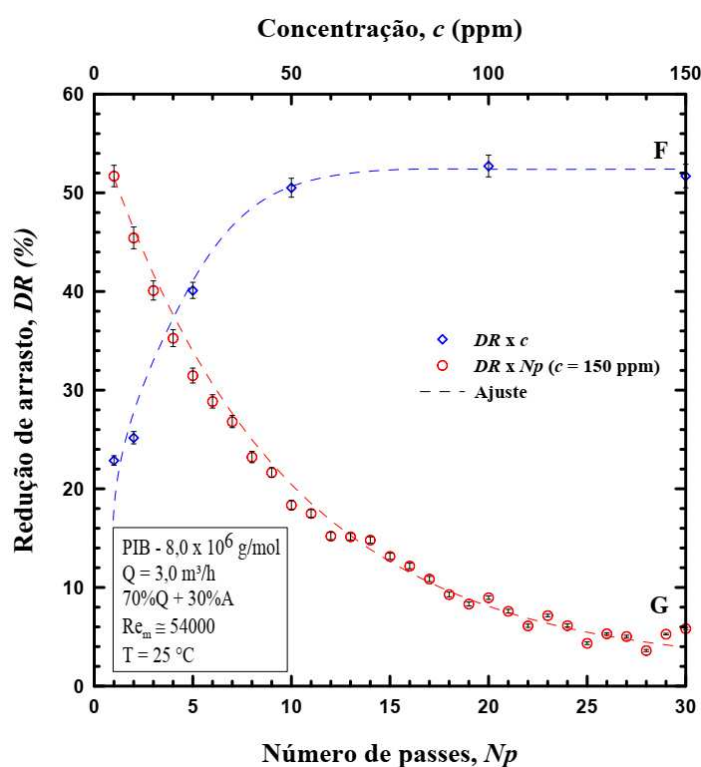


A redução de arrasto também foi avaliada em escoamento bifásico para uma fração de água fixa, neste caso, 0,3 (30% de água e 70% de querosene), com o polímero (PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol) diluído apenas na fase oleosa. Os testes foram realizados com a vazão total de $3,0$ m³/h ($Re \approx 54000$) e os dados estão apresentados na Figura 44. Vale destacar que cada ponto na Figura 44 representa uma passagem pelo sistema de tubulações. As metodologias aplicadas para esta análise são semelhantes àquelas utilizadas nos testes de redução de arrasto para escoamento monofásico (Figuras 30 e 31). Todas as barras de erro indicam as incertezas previstas pela Eq. 2.13.

Para o primeiro teste (losangos azuis na Figura 44), a concentração de PIB foi incrementada gradativamente. Inicialmente, uma quantidade de solução concentrada (solução estoque de 5000 ppm) foi adicionada a 50 litros de querosene para alcançar 5 ppm. Após a primeira passagem pela bancada experimental, a redução de arrasto atingiu o valor de 23%. A concentração foi incrementada de passe a passe e a redução de arrasto máxima atingiu um patamar de 52% para 50 ppm; esse nível de DR foi mantido para 100 ppm e 150 ppm. Ao final desse teste (indicado pela letra F na Figura 44), coletou-se uma amostra de querosene com PIB para medir a massa molecular do PIB nesse estágio do teste. Comparando esses dados de redução de arrasto bifásico com os monofásicos (losangos azuis na Figura 30), a redução de arrasto no teste monofásico foi significativamente maior, em torno de 62% para

150 ppm. Isso é esperado, já que, no teste bifásico, apenas 70% da amostra contém redutor de arrasto. Será que existe uma relação linear com a presença volumétrica de PIB na amostra? Verificando esse ponto, se considerarmos a redução de arrasto máxima possível para o escoamento monofásico, em que toda a amostra contém redutor de arrasto, uma extrapolação de relação linear implicaria em uma redução de arrasto em torno de 43% para o caso bifásico em condições semelhantes; no entanto, foi observada uma redução de arrasto de 52%, um valor significativamente maior. Uma possível explicação é que as gotas de água, em pequenas quantidades, também atuam como redutores de arrasto.

Figura 44 – Redução de arrasto em função da concentração e número de passes para o PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol diluído em querosene. Teste bifásico com 30% de água e 70% de querosene. Vazão total de 3,0 m³/h.

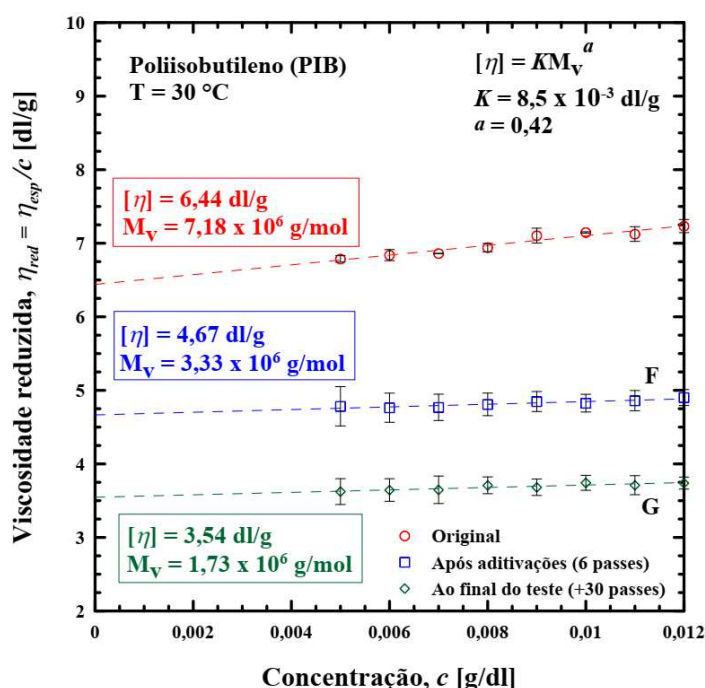


O segundo teste (círculos vermelhos na Figura 44) iniciou-se após o primeiro, mantendo uma concentração fixa de 150 ppm. Vale lembrar que a solução de PIB já passou várias vezes pelo sistema de tubulações, pois este teste é uma continuação do anterior. A redução de arrasto parte de 52% e cai a cada passagem devido à desagregação e à degradação mecânica do polímero (Soares, 2020), até atingir um valor assintótico de cerca de 5% (indicado pela letra G na Figura 44). Como esperado, esse valor mínimo de redução de arrasto também é significativamente menor do que o do escoamento monofásico (ver Figura 31), que foi em torno de 15%.

Ao final dos testes bifásicos, com fração de água fixa, as massas moleculares também foram medidas. Esses dados, juntamente com o PIB original, são apresentados na Figura 45 e as barras de erro nestes dados são baseadas no desvio padrão de 5 medidas de viscosidade reduzida. Após o primeiro teste (referente ao ponto F na Figura 44), a massa molecular é $M_v = 3,33 \times 10^6$ g/mol (quadrados azuis na Figura 45), uma redução de 54% do valor inicial. Ao finalizar o segundo teste (referente ao ponto G na Figura 44), a massa molecular é $M_v = 1,73 \times 10^6$ g/mol (losangos verdes na Figura 45), 76% menor do que o valor inicial.

Figura 45 – Viscosidade reduzida em função da concentração de PIB com $M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol. Comparação do PIB original com as soluções de PIB usadas nos testes bifásicos com fração de água fixa (30%A + 70%Q).

Vazões de $3,0 \text{ m}^3/\text{h}$.



Um ponto interessante é a comparação da degradação mecânica do PIB em escoamentos monofásico e bifásico. Para essa comparação, foram usados os dados dos testes das Figura 45 (escoamento bifásico) e Figura 34 (escoamento monofásico), ambos com PIB ($M_v = 8,0 \times 10^6$ g/mol) diluído em querosene e com vazão de $3,0 \text{ m}^3/\text{h}$. Para o primeiro tipo de teste (incrementando a concentração), no escoamento monofásico a concentração final foi de 250 ppm e $M_v = 3,67 \times 10^6$ g/mol (círculos vermelhos na Figura 34), enquanto que no bifásico a concentração final foi de 150 ppm e $M_v = 3,33 \times 10^6$ g/mol (quadrados azuis na Figura 45). Já para o segundo tipo de teste (passagens sucessivas pelo sistema de tubulação), após 30 passes, a massa molecular do PIB caiu para $M_v = 1,6 \times 10^6$ g/mol (losangos verdes na Figura 34) no escoamento monofásico, enquanto que no bifásico, para a mesma quantidade de

passes, a massa molecular foi de $M_v = 1,73 \times 10^6$ g/mol. Dessa forma, sob uma condição dinâmica semelhante, uma solução menos concentrada (150 ppm) com massa molecular menor (o valor de M_v antes de passar sucessivamente pelo sistema de tubulação) atingiu um peso molecular final ligeiramente maior no escoamento bifásico. Essa menor degradação observada no escoamento bifásico pode estar relacionada às condições de escoamento na bomba. No escoamento monofásico, a solução de PIB passou pela bomba com uma vazão de 3,0 m³/h, enquanto que no escoamento bifásico a vazão foi de 2,1 m³/h. Como mencionado anteriormente, a força necessária para romper uma molécula é proporcional a $\dot{\epsilon}\eta M_v^2$, onde $\dot{\epsilon}$ é a taxa de extensão local. O escoamento em bombas centrífugas é de natureza extensional, e é está diretamente relacionada à vazão. Assim, a extensão do polímero na bomba foi menor no caso do escoamento bifásico.

4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho apresenta uma análise experimental da redução de arrasto e da degradação mecânica de soluções de Poliisobutileno (PIB) em escoamentos monofásicos e bifásicos (líquido-líquido). Para o escoamento monofásico foi realizada a caracterização reológica e o estudo da redução de arrasto do polímero solúvel em hidrocarbonetos, o PIB, em três diferentes massas moleculares, com o objetivo de avaliar a eficiência na redução de arrasto, analisar a degradação e indicar qual massa molecular e concentração utilizar nos experimentos bifásicos. Nos experimentos monofásicos, observou-se que, como esperado, a redução de arrasto aumenta com a concentração e a massa molecular. Além disso, como o escoamento é impulsionado por uma bomba centrífuga, presume-se que, ao passar repetidamente pela bomba, os polímeros sejam submetidos a taxas de extensão local, o que, ao término do teste, resulta em massas moleculares e taxas de redução de arrasto praticamente iguais para todas as massas moleculares analisadas.

Nos testes bifásicos, além do PIB, o polímero Goma Diutana (DG) também foi utilizado na fase aquosa. Todos os testes para analisar a redução do gradiente de pressão foram realizados com vazões de 2,5 m³/h ou 3,0 m³/h, resultando em escoamento bifásico disperso. Quando a DG foi utilizada de forma isolada no escoamento bifásico, observou-se que a redução de arrasto ocorria apenas em altas frações de água (acima de 50%), quando a fase aquosa se tornava a fase contínua do escoamento. Para baixas frações de água, a presença de DG aumentava a viscosidade dinâmica da mistura e, conseqüentemente, o gradiente de pressão também aumentava. Por outro lado, quando o PIB foi utilizado isoladamente no escoamento bifásico, a redução de arrasto foi observada com mais clareza em baixas frações de água (abaixo de 50%). Ou seja, os aditivos poliméricos são eficazes quando estão na fase externa. Dessa forma, ao testar os aditivos em ambas as fases simultaneamente, observou-se redução de arrasto para todas as frações de água. Quanto à degradação do PIB no escoamento bifásico, ela aumenta com o aumento da vazão e também se intensifica quando a fase aquosa está simultaneamente aditivada, já que a viscosidade dinâmica da mistura se eleva.

Comparando a eficácia dos polímeros em escoamentos monofásico e bifásico líquido-líquido, percebeu-se que a redução de arrasto é mais significativa no escoamento monofásico, considerando condições dinâmicas, concentração e peso molecular inicial semelhantes. Esse fato é evidente ao analisar o teste monofásico e o bifásico com 30% de água. A principal razão é que, no caso bifásico, o aditivo não preenche todo o volume do sistema de tubulação.

Além disso, para a mesma vazão total, a degradação do polímero foi menor no escoamento bifásico, o que pode estar relacionado à menor taxa de extensão na bomba, uma vez que a vazão do querosene com PIB foi menor.

Embora este trabalho tenha contribuído para preencher lacunas existentes na literatura, há diversos aspectos que ainda podem ser explorados em estudos futuros. Entre eles, destaca-se a análise da visualização dos padrões de escoamento com a adição de polímeros, tanto em fase única quanto em ambas as fases. Além disso, seria relevante investigar a influência de pequenas quantidades de água como agente redutor de arrasto em diferentes condições de escoamento, comparar a eficiência em reduzir arrasto e analisar a degradação de outros agentes redutores de arrasto solúveis em água em escoamento monofásico e multifásico e desenvolver modelo para correlacionar resultados de experimentos monofásicos para experimento bifásico líquido-líquido.

Outra linha promissora é o estudo da redução de arrasto em escoamentos bifásico líquido-gás e trifásico, que poderia ampliar a aplicabilidade dos resultados para sistemas mais complexos. Também se sugere analisar a degradação do PIB sob a mesma taxa de extensão local na bomba de óleo, considerando escoamentos monofásicos e bifásicos, para entender melhor os efeitos desse aditivo em diferentes condições operacionais.

Por fim, propõe-se a aplicação de técnicas de redução de arrasto heterogênea em escoamentos monofásicos e bifásicos e avaliar a influência de contaminantes usualmente presentes em fluidos industriais. Essas investigações contribuiriam para o avanço no entendimento e aplicação de estratégias de redução de arrasto em sistemas multifásicos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALI, Qaiser Muslim Abid; AL-AUSI, Talal A. Drag force reduction of flowing crude oil by polymers addition. **Iraqi journal of mechanical and material engineering**, v. 8, n. 2, p. 149-161, **2008**.

ABUBAKAR, A.; AL-WAHAIBI, T.; AL-WAHAIBI, Y.; AL-HASHMI, A.R.; AL-AJMI, A., Roles of drag reducing polymers in single-and multi-phase flows, **Chem. Eng. Res. Des.** 92 (11). 2153–2181, **2014**.

ABUBAKAR, A.; AL-HASHMI, A.R.; AL-WAHAIBI, T.; AL-WAHAIBI, Y.; AL-AJMI, A.; ESHRATI, M. Performance of a drag-reducing polymer in horizontal and downward-inclined oil–water flow, **Chem. Eng. Res. Des.** 104. 237–246, **2015a**.

ABUBAKAR, A.; AL-WAHAIBI, T.; AL-HASHMI, A.R.; AL-WAHAIBI, Y.; AL-AJMI, A.; ESHRATI, M. Influence of drag-reducing polymer on flow patterns, drag reduction and slip velocity ratio of oil–water flow in horizontal pipe, **International Journal of Multiphase Flow**, 73. 1–10, **2015b**.

AL-SARKHI, A.; HANRATTY, T.J. Effect of drag-reducing polymers on annular gas–liquid flow in a horizontal pipe. **International Journal of Multiphase Flow** 27, 1151–1162, **2001a**.

AL-SARKHI, A.; HANRATTY, T.J. Effect of pipe diameter on the performance of drag-reducing polymers in annular gas–liquid flows. **Trans IChemE, Institution of Chemical Engineers** 79 (Part A), 402–408, **2001b**.

AL-SARKHI, A.; ABU-NADA, E.; BATAYNEH, M. Effect of drag reducing polymer on air–water annular flow in an inclined pipe. **International Journal of Multiphase Flow** 32, 926–934, **2006**.

AL-SARKHI, A. Effect of mixing on frictional loss reduction by drag reducing polymer in annular horizontal two-phase flows. **International Journal of Multiphase Flow** 39, 186–192, **2012**.

Al-YAARI, M.; SOLEIMANI, A.; ABU-SHARKH, B.; AL-MUBAIYEDH, U.; AL-SARKHI, A. Effect of drag reducing polymers on oil–water flow in a horizontal pipe. **International Journal of Multiphase Flow** 35, 516–524, **2009**.

AL-WAHAIBI, T.; SMITH, S.; ANGELI, P. Effect of drag-reducing polymers on horizontal oil water flows. **J. Petrol. Sci. Eng.** 57, 334–346, **2007**.

AL-WAHAIBI, T.; AL-WAHAIBI, Y.; AL-AJMI, A.; YUSUF, N.; AL-HASHMI, A.R.; OLAWALE, A.S.; MOHAMMED, I.A. Experimental investigation on the performance of drag reducing polymers through two pipe diameters in horizontal oil–water flows. **Exp. Therm. Fluid Sci.** 50, 139–146, **2013**.

ALWASITI, A.A.; SHNEEN, Z.Y.; IBRAHIM, R.I.; AL-SHALAL, A.K. Energy analysis and phase inversion modeling of two-phase flow with different additives. **Ain Shams Eng. J.** 12, 799–805, **2021**.

ANDRADE, R.M.; PEREIRA, A.S.; SOARES, E.J.; Drag increase at the very start of drag reducing flows in a rotating cylindrical double gap device. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, vol. 212, p. 73-79, **2014**.

ANSCOMBE, F.J.; Rejection of outliers. **Technometrics**, vol. 2, p. 123-146, **1960**.

BARBOSA, K.C.O.; CUSSUOL, J.D.; SOARES, E.J.; ANDRADE, R.M.; KHALIL, M.C., Polymer drag reduction below and above the *overlap* concentration. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, 310, 104942, **2022**.

BAIK, S.; HANRATTY, T.J. Effects of a drag reducing polymer on stratified gas–liquid flow in a large diameter horizontal pipe. **International Journal of Multiphase Flow** 29, 1749–1757, **2003**.

BESSA, L. K., BELLETATI, J. F., SANTOS, L., ROSSONI, V. L. ORTIZ, P. J.; Drag reduction by polyethylene glycol in the tail arterial bed of normotensive and hypertensive rats. **Brazilian Journal of Medical and Biological Research**, vol. 44, p. 767-777, **2011**.

BEWERSDORFF, H.W.; SINGH, R.P. Rheological and drag reduction characteristics of xanthan gum solutions, **Rheol. Acta** 27, 617–627, **1988**.

BRESLAU, B.R., MILLER, I.F., On the viscosity of concentrated aqueous electrolyte solution. **The Journal of Physical Chemistry** 74, 1056–1061, **1970**.

BROSTOW, W. Drag reduction in flow: Review of applications, mechanism and prediction. **J Ind Eng Chem** 14(4): 409–416, **2008**.

BURGER, E.D.; CHORN, L.G.; Studies of drag reduction conducted over a broad range of pipeline conditions when flowing prudhoe bay crude oil. **J. Rheology**, vol. 24, p. 603-626, **1980**.

CHEN, X., ZHA, D. XIU, J., LIAO, Y., CUI, K., LIN, H., JIAN, Z., HU, F., HUANG, X., ZHOU, B. e HUANG, Q. “A new hydrodynamic approach by infusion of drag-reducing polymers to improve left ventricular function in rats with myocardial infarction”, **International Journal of Cardiology**, vol. 147, pp. 112-117, **2011**.

CHOI, H.J.; JHON, M.S. Polymer-induced turbulent drag reduction, **Industrial and Engineering Chemistry Research** 35, 2993–2998, **1996**.

CHOI, H.J.; KIM, C.A; JHON, M.S. Universal drag reduction characteristics of polyisobutylene in a rotating disk apparatus, **Polymer** 40, 4527–4530, **1999**.

CHOI, H.J.; KIM, C.A.; SOHN, J.; JHON, M.S.; An exponential decay function for Polymer degradation in turbulent drag reduction. **Polymer Degradation and Stability**, vol. 69, p. 341-346, **2000**.

CHOI, H.J.; LIM, S.T.; LAI, P.Y. e CHAN, C.K.; Turbulent drag reduction and degradation of DNA. **Phys. Rev. Lett.**, vol 89, p. 088302, **2002**.

CHOUERI, G.H.; LOPEZ, J.M.; HOF, B. Exceeding the asymptotic limit of Polymer drag reduction, **Phys. Rev. Lett.** 120, 124-501, **2018**.

CHOWDHURY, T. A.; LINDBERG, B.; LINDQUIST, U.; BAIRD, J. Structural studies of an extracellular polysaccharide, S-657, elaborated by *Xanthomonas* ATCC 53159. **Carbohydrate Research**, [s.l.], v. 164, p.117-122, jul. **1987**.

CULTER, J.; ZAKIN, J.L. e PATTERSON, G.K.; Mechanical degradation of dilute solutions of high polymers in capillary tube flow. **J. Appl. Polym. Sci.**, vol. 19, p. 3235, **1975**.

DE SCHEPPER, S.C.K., HEYNDERICKX, G.J., MARIM, G.B., CFD modeling of all gas–liquid and vapor–liquid flow regimes predicted by the Baker chart. **Chemical Engineering Journal** 138, 349–357, **2008**.

DRAAD, A.; KUIKEN, G.D.C. e NIEUWSTADT, F.T.M.; Laminar-turbulent transition in pipe flow for Newtonian and non-Newtonian fluids. **J Fluid Mech**, vol. 377, p. 267-312, **1998**.

DUBIEF, Y.; WHITE, C.M.; TERRAPON, V. E.; SHAQFEH, E. S. G.; MOIN, P.; LELE, K.; On the coherent drag-reducing and turbulence-enhancing behaviour of polymers in wall flows. **J. Fluid Mech**, vol. 514, p. 271-280, **2004**.

DUJMOVICH, T. e GALLEGOS, A. “Drag reducers improve throughput, cut costs,” **Offshore**, vol. 65, no. 12, pp. 1–4, **2005**.

EDOMWONYI-OTU, L.C.; CHINAUD, M.; ANGELI, P. Effect of drag reducing polymer on horizontal liquid–liquid flows. **Exp. Therm Fluid Sci.** 64, 164–174, **2015**.

ELLIOT, M.N. Scale control by threshold treatment. **Desalination**, 8, 221–236, **1970**.

ESHRATI, M.; AL-WAHAIBI, T.; AL-HASHMI, A.R.; AL-WAHAIBI, Y.; AL-AJMI A.; ABUBAKAR, A. **Exp. Therm. Fluid Sci.**, 83, 169–176, **2017**.

FABULA, A.G.; Fire-fighting benefits of polymeric friction reduction. **Trans ASME J Basic Eng**, vol. 93 (3) p. 453-455, **1971**.

FERNANDES, R.L.J.; JUTTE, B.M.; RODRIGUES, M.G., Drag reduction in horizontal annular two-phase flow. **International Journal of Multiphase Flow** 30, 1051–1069, **2004**.

FIGUEREDO, R. C. R. e SABADINI, E. “Firefighting foam stability: the effect of the drag reducer poly(ethylene) oxide”, **Colloids and Surfaces A**, vol. 215, pp. 77-86, **2003**.

FLORY, P.J.; Principles of polymer chemistry. **Ithaca, NY, Cornell University Press, 1971**.

FORREST, F. e GRIERSON, G. A. “Friction losses in cast iron pipe carrying paper stock”, **Paper Trade Journal**, vol. 92, no. 22, pp. 39-41, **1931**.

FOWKES, R.S.; WANCHECK, G.A.; Materials handling research: Hydraulic transportation of coarse solids, **U. S. Bureau of Mines, Report of investigation**, 7283, p. 36, **1969**.

FOX, R.W.; McDONALD, A.T.; Introdução à mecânica dos fluidos. **Ed. LTC**, 4ª edição, **1998**.

FRENKEL, J.; Orientation and rupture of linear macromolecules in dilute solutions under the influence of viscous flow. **Acta Physicochim USSR**, vol. 19 p. 51-76, **1944**.

GREENE, H.L.; MOSTARDI, R.F.; NOKES, R.F.; Effects of drag reducing polymers on initiation of atherosclerosis. **Polym Eng Sci**, vol. 20 (7) p. 20-449, **1980**.

GRESKOVICH, E.J.; SHRIER, A.L. Drag reduction in two-phase flows. **Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals** 10, 646–648, **1971**.

HARRINGTON, R.E.; ZIMM, B.H.; Degradation of polymers by controlled hydrodynamic shear. **J. Phys. Chem.**, vol. 69, p. 161-175, **1965**.

HASSANENAN, M.H.; AWAD, M.E.; MARWAN, H.; BHRAN, A.A.; KAOUD, M., Studying the rheological properties and the influence of drag reduction on a waxy crude oil in pipeline flow. **Egypt. J. Pet.** 25 (1), 39–44, **2016**.

HEROD, J.E.; TIEDERMAN, W.G.; Drag reduction in dredge-spoil pipe flow. **J. Hydraulics Div.**, vol. 100 (12), p. 1863-1866, **1974**.

HEYWOOD, N.I., CHENG, F.C.H., “Flow in pipes – multiphase flow”, **Physics and Technology**, Vol. 15, pp. 291-314, **1984**.

HORN, A.F.; MERRIL, W. Midpoint scission of macromolecules in dilute solution in turbulent flow. **Nature**, vol. 312, p. 140-141. **1984**.

HUNSTON, D.L. e ZAKIN, J.L.; Flow-assisted degradation in dilute polystyrene solutions. **Polym. Eng. Sci.**, vol. 20, p. 517, **1980**.

IBRAHIM, R.I.; ODAH, M.K.; SHAFEEQ, D.A.; SALMAN, A.D., Drag reduction and flow enhancement in iraqi crude oil pipelines using PMMA polymer and CNTs, **IOP conf. SerMater. Sci. Eng.** 765, 1200, **2020**.

IOANNOU, K.; NYDAL, O.J.; ANGELI, P. Phase inversion in dispersed liquid liquid flows. **Exp. Therm. Fluid Sci.** 29, 331–339, **2005**.

JOSEPH, D. D. “Fluid Dynamics of Viscoelastic Liquids”, **New York: Springer Verlag**, vol. 84, **1990**.

KALASHNIKOV, V.N.; Degradation accompanying turbulent drag reduction by polymer additives. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, vol. 103, p. 105, **2002**.

KANG, C.; JEPSON, W.P. Multiphase flow conditioning using drag-reducing agents. **Society of Petroleum Engineers** 56569, 1–7, **1999**.

KANG, C.; JEPSON, W.P. Effect of drag-reducing agents in multiphase, oil/gas horizontal flow. **Society of Petroleum Engineers** 58976, 1–7, **2000**.

KAMENEVA, M.V.; WU, Z.J.; URAYSH, A.; REPKO, B.; LITWAK, K.N.; BILLIAR, T.R.; FINK, M.P.; SIMMONS, R.L.; Blood soluble drag-reducing polymer prevent lethality from hemorrhagic shock in acute animal experiments. **Biorheology**, vol. 41 (1), p. 53-64, **2004**.

KIM, C.A.; LEE, K.; CHOI, H.J.; KIM, C.B.; KIM, K.Y.; JHON, M.S. Universal characteristics of drag reducing polyisobutylene in kerosene, **Journal of Macromolecular Science Pure and Applied Chemistry** A34, 705–711, **1997**.

KIM, C.A.; KIM, J.T.; LEE, K.; CHOI, H.J. e JHON, M.S.; Mechanical degradation of dilute polymer solutions under turbulent flow. **Polymer**, vol. 41, p. 7611, **2000**.

KOLMOGOROV, A. N. The local structure of turbulence in incompressible viscous fluid for very large Reynolds. **Numbers. In Dokl. Akad. Nauk SSSR**, v. 30, p. 301, **1941**.

KRIEGER, I. M., & DOUGHERTY, T. J., "A Mechanism for Non-Newtonian Flow in Suspensions of Rigid Spheres." **Transactions of the Society of Rheology**, 3(1), 137-152, **1959**.

KULICKE, W.M.; CLASEN, C.; Viscosimetry of polymers and polyelectrolytes. **Springer Laboratory, Universitat Hamburg**, Hamburg, Germany, **2004**.

LAPASIN, R.; PRICL, S. Rheology of Industrial Polysaccharides: Theory and Applications, Vol. 2, **SPRINGER-SCIENCE+BUSINESS MEDIA**, B.V, **1995**.

LARSON, R.G.; Analysis of polymer drag reduction on a flat plate, **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, vol. 111, p. 229-250, **2003**.

LEE, K.; KIM, C.; LIM, S.T.; KWON, D.H.; CHOI, H.J.; JHON, M.S.; Mechanical degradation of polyisobutylene under turbulent flow. **Colloid Polym Sci**, vol. 280, p. 779-782, **2002**.

LIBBY, P.; RIDKER, P. M.; HANSSON, G. K. Inflammation in atherosclerosis: from pathophysiology to practice. **Journal of the American College of Cardiology**, v. 54, n. 23, p. 2129-2138, **2009**.

LUMLEY, J.L.; "Drag reduction by additives". **Annual Review of Fluid Mechanics**, vol. 1, p. 367-384, **1969**.

LUMLEY, J.L.; Drag reduction in turbulent flow by polymer additives. **Journal of Polymer Science Macromolecular Reviews**, vol. 7, p. 263-290, **1973**.

L'VOV, V. S., POMYALOV, A., PROCACCIA, I. e TIBERKEVICH, V. "Drag reduction by polymers in wall bounded turbulence", **Physical Review Letters**, vol. 92, pp. 244503-1-244503-4, **2004**.

MARTINS, I.; SOARES, E.J.; SIQUEIRA, R.N. Mechanical scission of a flexible Polymer (polyethylene oxide) under highly turbulent flows through abrupt contractions, **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, 301, 104-740, **2022**.

MIN, T. YOO, J. Y., CHOI, H. e JOSEPH, D. D. "Drag reduction by polymer additives in a turbulent channel flow", **Journal of Fluid Mechanics**, vol. 486, pp. 213-238, **2004**.

MOHSENIPOUR, A.A.; PAL, R. Drag reduction in turbulent pipeline flow of mixed nonionic polymer and cationic surfactant systems. **Can. J. Chem. Eng.** 91, 190–201, **2013**.

MOSTARDI, R.A.; GREENE, H.L.; NOKES, R.F.; THOMAS, L.C.; LUE, T.; The effect of drag-reducing agents on stenotic flow disturbances in dogs. **Biorheology**, vol. 13, p. 137-141, **1976**.

MOUSSA, T.; TIU, C.; Factors affecting polymer degradation in turbulent pipe flow. **Chemical Engineering Science**, vol. 49, p. 1681-1692, **1994**.

MOWLA, D.; NADERI, A. Experimental study of drag reduction by a polymeric additive in slug two-phase flow of crude oil and air in horizontal pipes. **Chemical Engineering Science** 61 (5), 1549–1554, **2006**.

NAKKEN, T.; TANDE, M.; NYSTRÖM, B.. Effects of molar mass, concentration and thermodynamic conditions on polymer-induced flow drag reduction. **European Polymer Journal**, Oslo, Norway, vol. 40, p. 181-186, **2004**.

NAKKEN, T.; TANDE, M. e ELGSAETER, A.; Measurements of polymer induced drag reduction and polymer scission in Taylor flow using standard double-gap sample holders with axial symmetry. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, vol. 97, p. 1, **2001**.

NIJS, L. "New generation drag reducer," in Proceedings of the 2nd International Pipeline Technology Conference, **Elsevier**, Ostend, Belgium, **1995**.

OLIVER, D. R.; HOON, A. Young. Two-phase non-Newtonian flow. **Trans. Inst. Chem. Eng.** v. 46, p. T106, **1968**.

OTTEN, L.; FAYED, A.S. Pressure drop and drag reduction in two-phase non-Newtonian slug flow. **Canadian Journal of Chemical Engineering** 54, 111–114, **1976**.

MORÉ, P., P.; KANG, C.; MAGALHÃES, A. A. O. The performance of drag reducing agents in multiphase flow conditions at high pressure: positive and negative effects. In: IPC2008, **Seventh International Pipeline Conference**, Calgary, Alberta, Canada, **2008**.

PATERSON, R.W.; ABERNATHY, F.H.; Turbulent flow drag reduction and degradation with dilute polymer solutions. **J. Fluid Mech**, vol. 43, p. 689-710, **1970**.

PEREIRA, A.S.; SOARES, E.J.; Polymer degradation of dilute solutions in turbulent drag reducing flows in a cylindrical double gap rheometer device. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, vol. 179, p. 9-22, **2012**.

PEREIRA, A.S.; ANDRADE, R.M.; SOARES, E.J.; Drag reduction induced by flexible and rigid molecules in a turbulent flow into a rotating cylindrical double gap device: Comparison between poly (ethylene oxide), polyacrylamide, and xanthan gum. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, vol. 202, p. 72-87, **2013**.

PEYSER, Paul; LITTLE, R. C. The Drag Reduction of Dilute Polymer Solutions as a Function of Solvent Power, Viscosity, and Temperature. **Journal of Applied Polymer Science**, Washington, vol. 15, p. 2623-2637, **1971**.

PIELA, K.; DELFOS, R.; OOMS, G.; WESTERWEEL, J.; OLIEMANS, R.V.A., MUDDE, R.F. Experimental investigation of phase inversion in an oil–water flow through a horizontal pipe loop. **International Journal of Multiphase Flow**, 32, 1087–1099, **2006**.

PTASINSKI, P.K.; NIEUWSTADT, F.T.M.; VAN DEN BRULE, B.H.A.A., HULSEN, M.A.; Experiments in turbulent pipe flow with polymer additives at maximum drag reduction. **Flow Turbul Combust**, vol. 66 (2), p. 159-182, **2001**.

QUAN, Q.; WANG, S.; WANG, L.; SHI, Y.; XIE, J.; WANG, X.; WANG, S. Experimental study on the effect of high-molecular polymer as drag reducer on drag reduction rate of pipe flow. **J. Pet. Sci. Eng.** 178, 852–856, **2019**.

RASHED, M.K.; MOHD SALLEH, M.A.; ABDULBARI, H.A.; ISMAIL, M.H.S. Enhancing the drag reduction phenomenon within a rotating disk apparatus using polymer-surfactant additives, **Appl. Sci.** 6, 1–1, **2016**.

RASHID, Farhan Lafta; JAWAD, Akram Jassim; BRAIHI, Auda J.; HASIM, Ahmed. Drag Reduction of Iraqi Crude Oil Flow In Pipelines by Polymeric Additives. **International Journal of Mechanical Engineering and Technology (IJMET)**, Iraq, vol. 9, p. 1049–1060, **2018**.

ROBINSON, G.; ROSS-MURPHY, S.B.; MORRIS, E.R. Viscosity-molecular weight relationships, intrinsic chain flexibility, and dynamic solution properties of guar galactomannan. **Carbohydrate Research**, vol. 107, p. 17-32, **1982**.

ROSEHART, R.G.; SCOTT, D.; RHODES, E. Gas–liquid slug flow with drag-reducing polymer solutions. **AIChE Journal** 18 (4), 744–750, **1972**.

SANDOVAL, G.A.B.; SOARES, E.J.; Effect of combined polymers on the loss of efficiency caused by mechanical degradation in drag reducing flows through straight tubes. **Rheologica Acta** (Print), vol. 55, p. 559-569, **2016**.

SANTOS, W.R.; CASER, E.S.; SOARES, E.J.; SIQUEIRA, R.N.; Drag reduction in turbulent flows by diutan gum: A very stable natural drag reducer. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, vol. 276, p. 104223, **2020**.

SAVINS, J. G. “Drag reduction characteristics of solutions of macromolecules in turbulent pipe flow”, **Society of Petroleum Engineers Journal**, vol. 4, pp. 203-204, **1964**.

SEDOV, L.I.; IOSELEVICH, V.A.; PILIPENKO, V.N. e VASETSKAYA, N.G.; Turbulent diffusion and degradation of polymer molecules in a pipe and boundary layer. **J. Fluid Mech.**, vol. 94, p. 561-576, **1979**.

SELLIN, R.H.J.; HOYT, J.W.; POLIERT, J.; SCRIVENER, O.; The effect of drag reducing additives on fluid flows and there industrial applications part ii: present applications and futures proposals. **Journal of Hydraulic Research**, vol. 20, p. 235-292, **1982**.

SHAMS, R.; SHAD, S. Experimental study of two-phase oil-Polymer flow in horizontal flow path. **Exp. Therm Fluid Sci.** 100, 62–75, **2019**.

SILVA, R.T.; CAMPOS, A.A.S.; SOARES, E.J.; DOS SANTO, L.; SIQUEIRA, R.N. Drag reduction by polymers in saline nutrient solutions, **ASME-J. Fluids Eng.** 142 (8) 081-201, **2020**.

SINGH, R.P.; SINGH, J; DESHMUKH, S.R.; KUMAR, A.; The effect of grafted and ungrafted guar gum on turbulent flow of water and on hydraulic conductivity of soil, **IUTAM Symposium on the Influence of Polymer Additives on Velocity and Temperature Fields**, p. 131-139, **1985**.

SOARES, E.J.; SANDOVAL, G.A.B.; SILVA, L.A.S.; PEREIRA, A.S.; SILVA, R.T.; THOMAZ, F.; Loss of efficiency of polymeric drag reducers induced by high Reynolds number flows in tubes with imposed pressure. **Physics of Fluids**, vol. 27, p. 125105-23, **2015**.

SOARES, E.J.; SIQUEIRA, R.N.; Leal, L.M.; Barbosa, K.C.O.; Cipriano, D.F.; Freitas, J.C.C. The role played by the aging of aloe vera on its drag reduction properties in turbulent flows, **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, 265, 1–10, **2019**.

SOARES, E.J.; Review of mechanical degradation and de-aggregation of drag reducing polymers in turbulent flows, **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, 276, 104-225, **2020**.

SOLEIMANI, A.; LAWRENCE, C. J.; HEWITT, G.F. Effect of mixers on flow pattern and pressure drop in horizontal oil–water pipe flow Int. **Symp. On Liquid–Liquid Two-Phase Flow and Transport Phenomena**, ICHMT (Antalya, Turkey), **1997**.

SOLEIMANI, A. Phase distribution and associated phenomenon in oil–water flows in horizontal tube, Ph.D. **Thesis**, Imperial College, University of London, **1999**.

SOLEIMANI, A.; AL-SARKHI, A.; HANRATTY, T.J. Effect of drag-reducing polymers on pseudo-slugs—interfacial drag and transition to slug flow. **International Journal of Multiphase Flow** 28, 1911–1927, **2002**.

SREENIVASAN, K. R. e WHITE, C. M. “Analysis of polymer drag reduction on a flat plate”, **Journal of Fluid Mechanics**, vol. 409, pp. 149-164, **2000**.

SULTAN, Rabeeah H.; ABDUALLAH, Abduelmaged B.; SULTAN, Omar M. Improvement of Sharara crude oil flow using polystyrene and polydimethylsiloxane as drag reducing agents. **Scientific Journal of Applied Sciences of Sabratha University**, v. 2, n. 1, p. 14-28, **2019**.

SYLVESTER, N.D.; BRILL, J.P. Drag-reduction in two-phase annular mist flow of air and water. **AIChE Journal** 22 (3), 615–617, **1976**.

SYLVESTER, N. D.; DOWLING, R. H.; BRILL, J. P. Drag reduction in cocurrent horizontal natural gas-hexane pipe flow. **Polymer Engineering & Science**, v. 20, n. 7, p. 485-492, **1980**.

TABOR, M.; DE GENNES, P.G.; A cascade theory of drag reduction, **Europhysics Letter**, vol. 2 (7), p. 519-522, **1986**.

TAN, J.; HU, H.; VAHAJI, S.; JING, J.; TU, J. Effects of Drag-Reducing Polymers on the Flow Patterns, Pressure Gradients and Drag-Reducing Rates of Horizontal Oil–Water Flows. **International Journal of Multiphase Flow**, 153, 104-136, **2022**.

TAYLOR, G. I. "The Viscosity of a Fluid Containing Small Drops of Another Fluid." **Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical and Physical Character**, 138(834), 41–48, **1932**.

TOMS, B.A.; Some observations on the flow of linear polymer solutions through straight tubes at large reynolds numbers. **Proceedings of the International Congress of Rheology, Holland, North-Holland, Amsterdam, Section II**, p. 135-141, **1948**.

UNTHANK, J. L. S. G., LALKA, S. G., NIXON, J. C. e SAWCHUK, A. P. "Improvement of flow through arterial stenoses by drag reducing agents", **Journal of Surgical Research**, vol. 53, pp. 625-630, **1992**.

VANAPALLI, S.A.; ISLAM, M.T.; SOLOMON, M.J.; Scission-induced bounds on maximum polymer drag reduction in turubulent flow. **Physics of Fluids**, vol. 17, p. 095108, **2005**.

VANAPALLI, S.A.; ISLAM, M.T.; SOLOMON, M.J.; Universal scaling for polymer chain scission in turbulence. **Physics of Fluids**, vol. 103 (45), p. 16660-16665, **2006**.

VIRK, P.S.; MICKLEY, H.S.; SMITH, K.A.; The ultimate asymptote and mean flow structure in tom's phenomenon, **ASME-J. Appl. Mech.** 37, 488–493, **1970**.

VIRK, P.S.; Drag reduction fundamentals. **AIChE Journal**, vol. 21, p. 625-656, **1975**.

WARHOLIC, M.D.; MASSAH, H.; HANRATTY, T.J.; Influence of drag-reducing polymers on turbulence: effects of Reynolds number, concentration and mixing. **Exp. Fluids**, vol. 27, p. 461-472, **1999**.

WHITE, C.M.; MUNGAL, M.G.; Mechanics and prediction of turbulent drag reduction with polymer additives. **Annual Review of Fluid Mechanics**, vol. 40, p. 235-256, **2008**.

XU, J.; WU, Y.; LI, H.; GUO, J.; CHANG, Y. Study of drag reduction by gas injection for power-law fluid flow in horizontal stratified and slug flow regimes. **Chemical Engineering Journal** 147, 235–244, **2009**.

YASUDA, K.Y.; ARMSTRONG, R.C.; COHEN, R.E.; Shear flow properties of concentrated solutions of linear and star branched polystyrenes. **Rheologica Acta**, vol. 20, p. 163-178, **1981**.

YOUNG, R. J.; LOVELL, P. A. Introduction to Polymers. 3rd ed. **Boca Raton: CRC Press**, 688 p. ISBN 978-0849339295, 2011.

YUSUF, N.; AL-WAHAIBI, T.; AL-WAHAIBI, Y.; AL-AJMI, A.; AL-HASHMI, A.R.; OLAWALE, A.S.; MOHAMMED, I.A. Experimental study on the effect of drag reducing Polymer on flow patterns and drag reduction in a horizontal oil–water flow. **Int. J. Heat Fluid Flow** 37, 74–80, **2012**.

ZHI-QINQ, W.; Study on correction coefficients of laminar and turbulent entrance region effect in round pipe. **Applied Mathematical Mechanics**, vol. 3, p. 433, **1982**.