



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA QUÍMICA
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química



**ESTUDO EXPERIMENTAL E DE SIMULAÇÃO POR CFD DE
ESCOAMENTOS EM SEÇÕES ANULARES COM
EXCENTRICIDADE VARIÁVEL E OBSTRUÇÃO PARCIAL DA
COLUNA**

ISABELE CRISTINA BICALHO

UBERLÂNDIA – MG

2015



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA QUÍMICA
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química



**ESTUDO EXPERIMENTAL E DE SIMULAÇÃO POR CFD DE
ESCOAMENTOS EM SEÇÕES ANULARES COM
EXCENRICIDADE VARIÁVEL E OBSTRUÇÃO PARCIAL DA
COLUNA**

Isabele Cristina Bicalho

Orientadores:

Carlos Henrique Ataíde

Claudio Roberto Duarte

Tese de doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Química, área de concentração em Pesquisa e Desenvolvimento de Processos Químicos.

UBERLÂNDIA – MG

2015

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

B583e
2015 Bicalho, Isabele Cristina, 1986-
 Estudo experimental e de simulação por CFD de escoamentos em
 seções anulares com excentricidade variável e obstrução parcial da
 coluna / Isabele Cristina Bicalho. - 2015.
 213 f. : il.

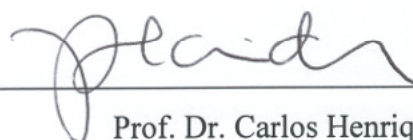
 Orientador: Carlos Henrique Ataíde.
 Coorientador: Claudio Roberto Duarte.
 Tese (doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Química.
 Inclui bibliografia.

 1. Engenharia química - Teses. 2. Poços de petróleo - Fluidos de
perfuração - Teses. 3. Escoamento turbulento - Teses. I. Ataíde, Carlos
Henrique. II. Duarte, Claudio Roberto. III. Universidade Federal de
Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química. IV.
Título.

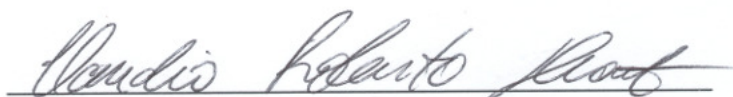
CDU: 66.0

TESE DE DOUTORADO SUBMETIDA AO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA QUÍMICA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE DOUTOR EM ENGENHARIA QUÍMICA, EM 23 DE MARÇO DE 2015.

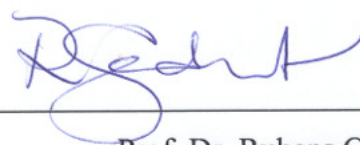
BANCA EXAMINADORA



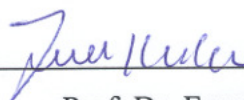
Prof. Dr. Carlos Henrique Ataíde
Orientador (PPGEQ/UFU)



Prof. Dr. Claudio Roberto Duarte
Orientador (PPGEQ/UFU)



Prof. Dr. Rubens Gedraite
(FEQ/UFU)



Prof. Dr. Francisco José de Souza
(FEMEC/UFU)



Prof. Dr Fabio de Assis Ressel Pereira
(DECOM/CEUNES/UFES)



Prof. Dr José Luiz Vieira Neto
(DEQ/ICTE/UFTM)

Dedico este trabalho à minha família.

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente, a Deus, por me dar forças para enfrentar as dificuldades e conseguir chegar até aqui.

À minha família, em especial, os meus pais Sandra e Zózimo, pelo suporte e compreensão durante todos esses anos de estudo.

Ao meu noivo Leonardo, por ser meu apoio e meu amigo, sempre tendo muita paciência comigo e trazendo muita felicidade para a minha vida.

Aos meus orientadores pela maneira dedicada, disciplinada, profissional e humana que souberam transmitir tão bem para a realização desta tese. Sem os ensinamentos e conselhos de vocês, tenho certeza que esta jornada teria sido impossível.

Ao meu orientador Claudio Roberto Duarte, gostaria de agradecer por ter me orientado durante toda a minha vida acadêmica, sempre me auxiliando, ensinando e indicando os caminhos. Muito obrigada!

Ao meu orientador Carlos Henrique Ataíde, eu agradeço por ter acreditado em mim, ter me auxiliado tanto e ter me oferecido diversas oportunidades. Nestes anos em que trabalhamos juntos aprendi muito com você e te considero um exemplo de profissional que gostaria de seguir. Muito obrigada!

Ao amigo José Lucas Mognon pelo auxílio na parte de simulação deste trabalho. Ao aluno de iniciação científica Dyovani Bruno Lima dos Santos pelo auxílio na realização da parte experimental deste trabalho.

Ao meu colega de graduação, mestrado e doutorado Dyrney, pela amizade durante todos esses anos, auxílio em diversos momentos, e por ter me indicado para ser aluna de iniciação científica do Claudio, lá nos primórdios da graduação.

Aos meus colegas e amigos do PPGEQ: Bia, Bruno, Cássia, Deivid, Dyovanina, Fernanda, Irineu, Jéssica, José Alair, Kássia, Marina, Ricardinho, Taís, Tiago, Wender pelo tempo que passamos juntos, pelas conversas e boas risadas.

Aos professores Luiz Gustavo Martins Vieira, Francisco José de Souza, Rubens Gedraite, Fabio de Assis Ressel Pereira e José Luiz Vieira Neto pelas sugestões dadas para melhoria desta tese.

À CAPES e à PETROBRAS pelo apoio financeiro.

E a todos que de alguma forma colaboraram para o meu desenvolvimento pessoal e profissional.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	i
LISTA DE TABELAS	viii
LISTA DE SÍMBOLOS	x
RESUMO	xv
ABSTRACT	xvi
CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	8
2.1. Perfuração de Poços de Petróleo	8
2.1.1. Classificação de Poços: Poços Verticais e Direcionais	11
2.2. Os Fluidos de Perfuração.....	13
2.2.1. Classificação dos Fluidos de Perfuração	15
2.2.2. Aditivos de Fluidos de Perfuração.....	16
2.3. Definição de Fluidos.....	17
2.3.2. Fluidos Newtonianos	17
2.3.3. Fluidos não-Newtonianos	18
2.4. Reologia.....	18
2.4.1. Modelos Reológicos para Fluidos Não-Newtonianos Independentes do Tempo	19
2.4.1.1. Modelo Newtoniano Generalizado	19
2.4.1.2. Modelo <i>Power-Law</i> ou Ostwald de Waale	20
2.4.1.3. Modelo Plástico de Bingham	21
2.4.1.4. Modelo Herschel-Bulkley	22
2.4.2. Tixotropia em Fluidos Dependentes do Tempo.....	24
2.5. Escoamento de Fluidos em Tubos e Analogia para o Escoamento Anular	26
2.5.1. Número de Reynolds	26
2.5.2. Regimes de Escoamento e Critérios de Transição.....	27
2.5.3. Definições para o Fator de Atrito	31
2.5.4. Número de Taylor.....	34
2.5.5. Conceito de Escoamento Plenamente Desenvolvido.....	34
2.6. Estimativa de Queda de Pressão e Perfis de Velocidade em Canais Anulares.....	35
2.7. Influência da Excentricidade e Rotação sobre a Queda de Pressão e Perfis de Velocidade em Canais Anulares	41
2.8. Revisão de Trabalhos da Literatura	45

2.9. Planejamento de Experimentos e a Metodologia da Superfície de Resposta	53
2.10. Fluidodinâmica Computacional (CFD)	54
2.11 – Equações de Balanço.....	56
2.12 – Etapas de uma Simulação Fluidodinâmica	60
2.12.1 – Geração da Geometria e Malha	61
2.12.1.1 – Tipo de Malha	62
2.12.2 – Condições da Simulação.....	64
2.12.3 – Acompanhamento da Resolução	64
2.12.4 – Visualização dos Resultados	64
CAPÍTULO 3. MATERIAIS E MÉTODOS	65
3.1. Materiais	65
3.2. Determinação da Reologia.....	65
3.2.1. Calibração	66
3.2.2. Procedimento para Obtenção da Curva de Escoamento (<i>Flow Curve</i>)	67
3.3. Preparo das Soluções Poliméricas	67
3.4. Unidade Experimental	69
3.5. Procedimento Experimental	77
3.5.1. Regime de Escoamento.....	78
3.5.2. Planejamento Experimental	78
3.5.3. Injeção de Partículas	81
3.6. Metodologia Numérica	83
3.6.1. Verificação Numérica	83
3.6.2. Simulação de Anulares de 2,445 m	90
3.6.2.1. Geração das Geometrias e Malhas para Anulares de 2,445 m.....	90
3.6.2.2. Definições para as Simulações com Anulares de 2,445 m.....	93
3.6.3. Simulação de Anulares de 0,5 m	94
3.6.3.1. Geração das Geometrias e Malhas para Anulares de 0,5 m.....	94
3.6.3.2. Definições para as Simulações com Anulares de 0,5 m.....	97
3.6.4. Simulação de Poços de Perfuração de Petróleo	98
3.6.4.1. Geração das Geometrias e Malhas para Poços de Perfuração de Petróleo	98
3.6.4.2. Definições para as Simulações de Poços de Perfuração de Petróleo	101
3.7. Infraestrutura Computacional	101
CAPÍTULO 4. RESULTADOS E DISCUSSÕES	102
4.1. Estudo Reológico.....	102

4.1.1. Estudo do Tempo de Hidratação da Goma Xantana (GX)	102
4.1.2. Estudo Reológico de Fluidos de Perfuração	104
4.1.3. Estudo Reológico da Goma Xantana (GX).....	105
4.1.4. Influência da Temperatura na Reologia dos Fluidos Preparados com GX.....	108
4.2. Resultados Experimentais.....	110
4.2.1. Regime de Escoamento.....	110
4.2.2. Estudo da Influência de Variáveis Geométricas e Operacionais sobre a Queda de Pressão	113
4.2.3. Resultados da Injeção de Partículas Experimental	120
4.3. Resultados Numéricos	120
4.3.1 – Verificação dos Resultados Numéricos	120
4.3.2 – Resultados da Simulação com Anulares de 2,445 m.....	129
4.3.2.1 – Teste de Independência de Malha.....	129
4.3.3 – Resultados da Simulação Periódica (0,5 m)	135
4.3.4 – Linhas de Corrente Simuladas x Trajetórias Experimentais das Partículas.....	149
4.3.5 – Resultados da Simulação para Anulares Reproduzindo um Poço de Perfuração de Petróleo	152
CAPÍTULO 5. CONCLUSÕES E SUGESTÕES	160
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	164
ANEXO A	174
ANEXO B	185
ANEXO C	187
ANEXO D	189
ANEXO E.....	191
APÊNDICE A	195
APÊNDICE B.....	198
APÊNDICE C.....	201
APÊNDICE D	203
APÊNDICE E	206
APÊNDICE F	210

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Matriz energética brasileira (Ministério de Minas e Energia, 2014).	1
Figura 1.2 – Escoamento do fluido de perfuração passando pelo interior da coluna e retornando até a superfície pelo espaço anular.	3
Figura 1.3 – Representação ilustrativa de um processo de perfuração.	5
Figura 2.1 – Exemplos de plataformas <i>onshore</i> (a) e <i>offshore</i> (b).	9
Figura 2.2 – Ciclo do fluido de perfuração no poço (SEED, 2007).	9
Figura 2.3 – Sistemas de circulação do fluido (OLIVEIRA <i>et al.</i> , 2013): (a) Circulação convencional; (b) Circulação reversa.	10
Figura 2.4 – Causas de poços direcionais (THOMAS, 2001)	12
Figura 2.5 – Direcionamento do poço (BRAGA, 2009)	12
Figura 2.6 – Poço horizontal para exploração em fraturas verticais (PEREIRA, 2006).	13
Figura 2.7 – Estrutura química da goma Xantana.	17
Figura 2.8 – Viscosidade aparente de fluidos Newtonianos, Dilatantes e Pseudoplásticos (WALKER, 2002).	21
Figura 2.9 – Viscosidade aparente de um fluido plástico de Bingham (MATTIUSE, 2007). .	22
Figura 2.10 – Tipos de fluidos não-Newtonianos independentes do tempo (PEREIRA, 2006).	23
Figura 2.11 – Representação esquemática do fenômeno de tixotropia (AMORIM, 2007).	25
Figura 2.12 – Histerese em fluidos não-Newtonianos dependentes do tempo (CHHABRA e RICHARDSON, 2008).	25
Figura 2.13 – Determinação experimental da vazão crítica do escoamento (SILVA, 1989)...	31
Figura 2.14 – Fator de atrito de Fanning versus Reynolds generalizado para um fluido pseudoplástico (DODGE e METZNER, 1959).	34
Figura 2.15 – Evolução do perfil de velocidade axial em função do comprimento de entrada (CHHABRA e RICHARDSON, 2008).	35
Figura 2.16 – Escoamento em um anular concêntrico (FORDHAM <i>et al.</i> , 1991).	36
Figura 2.17 – Escoamento em um <i>slot</i> (FORDHAM <i>et al.</i> , 1991).	36
Figura 2.18 – Perfil de velocidade axial para um anular muito estreito e um <i>slot</i> . Parâmetros do modelo reológico do fluido: $\tau_0 = 10$ Pa; $n = 0,65$; $k = 0,3$ Pas ⁿ . Vazão de 2 m ³ /h. Gradiente de pressão calculado de 21721 e 21725 Pa.m ⁻¹ (FORDHAM <i>et al.</i> , 1991).	37

Figura 2.19 – Perfil de velocidade axial para um anular largo e um <i>slot</i> . Parâmetros do modelo reológico do fluido: $\tau_0 = 10$ Pa; $n = 0,65$; $k = 0,3$ Pa.s ⁿ . Vazão de 2 m ³ /h. Gradiente de pressão calculado de 888 Pa.m ⁻¹ para o anular e 921 Pa.m ⁻¹ para o <i>slot</i> . Taxa de deformação de 260 s ⁻¹ para o anular e 53 s ⁻¹ para o <i>slot</i> (FORDHAM <i>et al.</i> , 1991).	37
Figura 2.20 – Escoamento de um fluido Herschel-Bulkley em um anular concêntrico representado como um <i>slot</i> (FOUNARGIOTAKIS <i>et al.</i> , 2008).	38
Figura 2.21 – Coeficiente de atrito superficial de fluidos Newtonianos e não-Newtonianos em função do número de Reynolds (NOURI e WHITE LAW, 1997).	41
Figura 2.22 – Efeito da mudança do expoente <i>Power-Law</i> do fluido e da rotação do cilindro interno sobre a vazão em anulares de diferentes excentricidades (MEURIC <i>et al.</i> , 1998).	42
Figura 2.23 – Variação do produto $f \cdot Re$ com a excentricidade para vários números de Taylor e razões de diâmetros: (a) $\kappa = 0,2$; (b) $\kappa = 0,5$ e (c) $\kappa = 0,8$ (ESCUDIER <i>et al.</i> , 2000).	43
Figura 2.24 – Gradiente de pressão axial versus rotação do cilindro interno em anular com $R_I = 25,4$ mm e $R_E = 50,8$ mm para diversas excentricidades: (a) $U = 0,1$ m/s, $n_{PL} = 0,5$; (b) $U = 0,2$ m/s, $n_{PL} = 0,5$ e (c) $U = 0,12$ m/s, $n_{PL} = 0,8$ (ESCUDIER <i>et al.</i> , 2002a).	43
Figura 2.25 – Dados de queda de pressão em função da vazão usando fluido Newtoniano (água) em anular concêntrico e 100% excêntrico (KELESSIDIS <i>et al.</i> , 2011).	44
Figura 2.26 – Dados de queda de pressão em função da vazão usando fluido não-Newtoniano (solução de bentonita) em anular concêntrico e 100% excêntrico (KELESSIDIS <i>et al.</i> , 2011).	44
Figura 2.27 – Representação das tensões normais (em azul) e de cisalhamento (em vermelho) em um elemento diferencial em coordenadas cilíndricas.	57
Figura 2.28 – Etapas da resolução de problemas em CFD.	60
Figura 2.29 – Exemplos de malhas estruturadas (FLUENT INC. 2011).	62
Figura 2.30 – Exemplos de malhas não-estruturadas: (a) triangular e (b) retangular (LYRA e CARVALHO, 2006).	63
Figura 2.31 – Malha híbrida contendo elementos hexaédricos próximos à parede e tetraédricos na região de escoamento (FLUENT INC. 2011).	63
Figura 3.1 – Solução aquosa de 0,5% de GX.	65
Figura 3.2 – Reômetro e banho termostatzado utilizado.	66
Figura 3.3 – Calibração para fluido padrão de viscosidade 50 cP.	66
Figura 3.4 – Calibração para fluido padrão de viscosidade 492 cP.	67
Figura 3.5 – Banho de aquecimento utilizado.	68

Figura 3.6 – Mixer utilizado para homogeneização da solução.	68
Figura 3.7 – Esquema da unidade experimental.	69
Figura 3.8 – Sistema de homogeneização do fluido (tanque e agitador mecânico).	70
Figura 3.9 – Sistema de circulação do fluido.	70
Figura 3.10 – Alimentação de fluido e sistema de rotação do eixo.	71
Figura 3.11 – Encoder acoplado ao eixo do motor.	71
Figura 3.12 – Região anular estudada.	71
Figura 3.13 – Obstrução estabelecida nos tubos de acrílico.	72
Figura 3.14 – Manômetros diferenciais de baixa pressão.	72
Figura 3.15 – Caixa de alimentação.	73
Figura 3.16 – Caixa de saída, válvula e mangueira de reciclo	73
Figura 3.17 – Sensor e transmissor de temperatura.	73
Figura 3.18 – Módulo isolador galvânico.	74
Figura 3.19 – Placa de aquisição de dados.	74
Figura 3.20 – Suporte para ajuste da excentricidade e fixação do eixo interno.	75
Figura 3.21 – Posicionamento do eixo interno durante uma volta (movimento excêntrico).	75
Figura 3.22 – Vista do diagrama de bloco da VI gerada no LABVIEW® 8.5.	76
Figura 3.23 – Vista do painel frontal da VI gerada para a aquisição de dados LABVIEW® 8.5.	76
Figura 3.24 – Esferas de vidro empregadas.	82
Figura 3.25 – Linhas horizontais desenhadas no tubo externo do anular.	82
Figura 3.26 – Cálculo da dimensão característica do helicóide.	82
Figura 3.27 – Esquema das simulações realizadas.	83
Figura 3.28 – Geometria gerada para simular o anular de FORDHAM <i>et al.</i> (1991).	85
Figura 3.29 – Anulares de FORDHAM <i>et al.</i> (1991): (a) Muito estreito; (b) Muito largo.	86
Figura 3.30 – Geometria gerada para simular o anular de NOURI e WHITELAW (1994). ...	87
Figura 3.31 – Geometria gerada para simular o anular de NOURI e WHITELAW (1997). ...	87
Figura 3.32 – Geometria gerada para simular o anular de NOUAR <i>et al.</i> (1998).	88
Figura 3.33 – Geometrias geradas para simular os anulares de ESCUDIER <i>et al.</i> (2002a). ...	89
Figura 3.34 – Geometrias geradas para simular os anulares de ESCUDIER <i>et al.</i> (2002b): (a) Concêntrico; (b) Excêntrico.	89
Figura 3.35 – Geometrias geradas para simular o anular de KELESSIDIS <i>et al.</i> (2006).	90
Figura 3.36 – Geometria gerada para simular o anular de KELESSIDIS <i>et al.</i> (2011).	90
Figura 3.37 – Geometrias geradas (a) $E=0$ (b) $E=0,23$ (c) $E=0,46$	91

Figura 3.38 – Destaque da interface gerada para as malhas excêntricas.....	92
Figura 3.39 – Seções ao longo do anular selecionadas.	94
Figura 3.40 – Alturas de obstrução selecionadas para estudo do escoamento nos anulares.	95
Figura 3.41 – Malhas geradas para os anulares de 0,5 m com obstruções de 0, 6 e 12 mm.	95
Figura 3.42 – Ilustração da movimentação excêntrica do cilindro interno no anular: $E=0,23$ e 0 mm de obstrução.....	96
Figura 3.43 – Fluidos de perfuração utilizados no planejamento variando τ_0	100
Figura 3.44 – Fluidos de perfuração utilizados no planejamento variando n	100
Figura 3.45 – Malhas geradas para os anulares com diferentes excentricidades.	101
Figura 4.1 – Reograma e curva de viscosidade para solução de 0,1% de GX em água em função do tempo de hidratação.	102
Figura 4.2 – Reograma e curva de viscosidade para solução de 0,3% de GX em água em função do tempo de hidratação.	103
Figura 4.3 – Reograma e curva de viscosidade para solução de 0,5% de GX em água em função do tempo de hidratação.	103
Figura 4.4 – Reograma e curva de viscosidade para os fluidos de perfuração estudados.	104
Figura 4.5 – Curvas de viscosidade para os fluidos de perfuração e as soluções com diferentes concentrações de GX preparadas.....	104
Figura 4.6 – Reograma de soluções de GX a concentrações de 0,1%, 0,3% e 0,5%.....	105
Figura 4.7 – Viscosidade para soluções de GX a concentrações de 0,1%, 0,3% e 0,5%.....	106
Figura 4.8 – Reologia e viscosidade (ida e volta) para verificar efeito de histerese.	107
Figura 4.9 – Reograma de soluções de GX para várias temperaturas.	108
Figura 4.10 – Viscosidade das soluções de GX para várias temperaturas.	109
Figura 4.11 – Fator de atrito de Fanning versus Reynolds generalizado para anular concêntrico.....	111
Figura 4.12 – Fator de atrito de Fanning versus Reynolds generalizado para anular excêntrico ($E=0,23$).	111
Figura 4.13 – Fator de atrito de Fanning versus Reynolds generalizado para anular excêntrico ($E=0,46$).	112
Figura 4.14 – Resultados do planejamento experimental para solução com 0,1% GX.....	114
Figura 4.15 – Resultados do planejamento experimental para solução com 0,3% GX.....	115
Figura 4.16 – Resultados do planejamento experimental para solução com 0,5% GX.....	116
Figura 4.17 – Distribuição de resíduos para a queda de pressão.....	118

Figura 4.18 – Queda de pressão predita e queda de pressão experimental	118
Figura 4.19 – Superfície de resposta para a queda de pressão com $X_3 = 0$ e $X_4 = 0$	119
Figura 4.20 – Superfície de resposta para a queda de pressão com $X_2 = 0$ e $X_4 = 0$	119
Figura 4.21 – Superfície de resposta para a queda de pressão com $X_1 = 0$ e $X_4 = 0$	119
Figura 4.22 – Superfície de resposta para a queda de pressão com $X_2 = 0$ e $X_3 = 0$	119
Figura 4.23 – Comparação de resultados de queda de pressão simulados pelo FLUENT® 14.0 com os dados experimentais de FORDHAM <i>et al.</i> (1991).	121
Figura 4.24 – Comparação dos perfis de velocidade simulados pelo FLUENT® 14.0 com os calculados por FORDHAM <i>et al.</i> (1991).	121
Figura 4.25 – Comparação da queda de pressão obtida pelo FLUENT® 14.0 com a calculada por KELESSIDIS <i>et al.</i> (2006).	122
Figura 4.26 – Comparação de resultados de queda de pressão simulados pelo FLUENT® 14.0 com os resultados experimentais de KELESSIDIS <i>et al.</i> (2011).	123
Figura 4.27 – Comparação dos perfis de velocidade simulados pelo FLUENT® 14.0 com os resultados experimentais medidos por NOURI e WHITELAW (1994).	124
Figura 4.28 – Comparação dos perfis de velocidade simulados pelo FLUENT® 14.0 com os resultados experimentais medidos por NOUAR <i>et al.</i> (1998).	124
Figura 4.29 – Comparação dos perfis de velocidade simulados pelo FLUENT® 14.0 com os perfis simulados por MEURIC <i>et al.</i> (1998).	125
Figura 4.30 – Comparação dos perfis de velocidade simulados pelo FLUENT® 14.0 com os resultados experimentais medidos por ESCUDIER <i>et al.</i> (2002b) em um anular concêntrico.	125
Figura 4.31 – Comparação do perfil de velocidade axial simulado pelo FLUENT® 14.0 com o resultado experimental medidos por NOURI e WHITELAW (1997).	126
Figura 4.32 – Comparação dos perfis de velocidade simulados pelo FLUENT® 14.0 com os resultados experimentais medidos por NOURI e WHITELAW (1997).	127
Figura 4.33 – Comparação dos resultados de queda de pressão simulados pelo FLUENT® 14.0 e os resultados de ESCUDIER <i>et al.</i> (2002a).	127
Figura 4.34 – Comparação dos perfis de velocidade (Couette e Poiseuille) simulados pelo FLUENT® 14.0 com os resultados experimentais de ESCUDIER <i>et al.</i> (2002b).	128
Figura 4.35 – Comparação dos perfis de velocidade simulados pelo FLUENT® 14.0 com os resultados experimentais medidos por ESCUDIER <i>et al.</i> (2002b) em um anular excêntrico.	128

Figura 4.36 – Perfis de velocidade axial (m/s) para as malhas concêntricas.	129
Figura 4.37 – Comparação da velocidade axial no meio do tubo concêntrico.....	130
Figura 4.38 – Pressão nos pontos ($E=0$).	130
Figura 4.39 – Queda de pressão ($E=0$).	130
Figura 4.40 – Perfis de velocidade axial (m/s) para as malhas excêntricas ($E=0,23$).	131
Figura 4.41 – Comparação da velocidade axial no meio do tubo excêntrico ($E=0,23$).....	132
Figura 4.42 – Pressão nos pontos ($E=0,23$).	132
Figura 4.43 – Queda de pressão ($E=0,23$).	132
Figura 4.44 – Perfis de velocidade axial (m/s) para as malhas excêntricas ($E=0,46$).	133
Figura 4.45 – Comparação da velocidade axial no meio do tubo excêntrico ($E=0,46$).....	134
Figura 4.46 – Pressão nos pontos ($E=0,46$).	134
Figura 4.47 – Queda de pressão ($E=0,46$).	134
Figura 4.48 – Comparação da velocidade axial para anulares de 0,5 m e 2,445 m.	135
Figura 4.49 – Contornos simulados de velocidade axial obtidos a cada volta da solução transiente mostrando a estabilização.	137
Figura 4.50 – Perfil de distribuição radial de velocidade axial em (m/s) para os anulares com diferentes alturas de obstrução concêntricos.	138
Figura 4.51 – Perfil de distribuição radial de velocidade axial em (m/s) para os anulares com diferentes alturas de obstrução excêntricos ($E=0,23$).	139
Figura 4.52 – Perfil de distribuição radial de velocidade axial em (m/s) para os anulares com diferentes alturas de obstrução excêntricos ($E=0,46$).	141
Figura 4.53 – Perfil de distribuição radial de velocidade tangencial em (m/s) para casos com rotação de 400 rpm.	142
Figura 4.54 – Estabilização da queda de pressão.	146
Figura 4.55 – Resultados de queda de pressão simulada versus excentricidade.....	146
Figura 4.56 – Dados de queda de pressão experimentais, simulados e preditos.....	149
Figura 4.57 – Velocidade axial média em função da posição radial de lançamento.....	150
Figura 4.58 – Perfis de velocidade axiais simulados para o PCC usando τ_0	155
Figura 4.59 – Perfis de velocidade axiais simulados para o PCC usando n	159
Figura A.1 – Esquema de classificação dos fluidos de perfuração (NETO, 2011).....	174
Figura A.2 – Esquema de classificação dos fluidos de perfuração a base de água (NETO, 2011).....	177
Figura B.1 – Escoamento de fluido sobre placas planas (WHITE, 2002).	185

Figura C.1 – Reogramas para fluidos independentes do tempo (BRAGA, 2009).	187
Figura C.2 – Reograma para fluidos dependentes do tempo (WHITE, 2002).	188
Figura C.3 – Classificação geral dos fluidos (ALMEIDA e SILVA, 2010).	188
Figura AA.1 – Malhas para o anular concêntrico com 6 mm de obstrução.	195
Figura AA.2 – Malhas para o anular excêntrico ($E=0,23$) com 6 mm de obstrução.	196
Figura AA.3 – Malhas para o anular excêntrico ($E=0,46$) com 6 mm de obstrução.	197
Figura AB.1 – Ilustração da movimentação excêntrica do cilindro interno no anular: $E=0,23$ e 6 mm de obstrução.	198
Figura AB.2 – Ilustração da movimentação excêntrica do cilindro interno no anular: $E=0,23$ e 12 mm de obstrução.	198
Figura AB.3 – Ilustração da movimentação excêntrica do cilindro interno no anular: $E=0,46$ e 0 mm de obstrução.	199
Figura AB.4 – Ilustração da movimentação excêntrica do cilindro interno no anular: $E=0,46$ e 6 mm de obstrução.	199
Figura AB.5 – Ilustração da movimentação excêntrica do cilindro interno no anular: $E=0,46$ e 12 mm de obstrução.	200
Figura AC.1 – Evolução do perfil de velocidade axial para os anulares.	201
Figura AC.2 – Comprimento de entrada do anular concêntrico.	201
Figura AC.3 – Comprimento de entrada do anular de excentricidade 0,23.	202
Figura AC.4 – Comprimento de entrada do anular de excentricidade 0,46.	202
Figura AE.1 – Contornos de velocidade axial (m/s) para o caso: 0,1% GX-3 m ³ /h-0 rpm.	206
Figura AE.2 – Contornos de velocidade axial (m/s) para o caso: 0,1% GX-3 m ³ /h-400 rpm.	206
Figura AE.3 – Contornos de velocidade axial (m/s) para o caso: 0,1% GX-9 m ³ /h-0 rpm.	207
Figura AE.4 – Contornos de velocidade axial (m/s) para o caso: 0,1% GX-9 m ³ /h-400 rpm.	207
Figura AE.5 – Contornos de velocidade axial (m/s) para o caso: 0,5% GX-3 m ³ /h-0 rpm.	208
Figura AE.6 – Contornos de velocidade axial (m/s) para o caso: 0,5% GX-3 m ³ /h-400 rpm.	208
Figura AE.7 – Contornos de velocidade axial (m/s) para o caso: 0,5% GX-9 m ³ /h-0 rpm.	209
Figura AE.8 – Contornos de velocidade axial (m/s) para o caso: 0,5% GX-9 m ³ /h-400 rpm.	209
Figura AF.1 – Degradação das soluções poliméricas sob cisalhamento.	213

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Componentes dos fluidos base água (MACHADO e OLIVEIRA, 1986).....	16
Tabela 2.2 – Número de Reynolds crítico no escoamento dos fluidos (BARRA).....	27
Tabela 3.1 – Planejamento experimental a 3 níveis para 4 fatores (Parte 1).....	79
Tabela 3.2 – Planejamento experimental a 3 níveis para 4 fatores (Parte 2).....	79
Tabela 3.3 – Planejamento experimental a 3 níveis para 4 fatores (Parte 3).....	80
Tabela 3.4 – Trabalhos da literatura utilizados para a verificação numérica.	84
Tabela 3.5 – Refinamento das malhas.....	92
Tabela 3.6 – Métodos e modelos utilizados nas simulações numéricas.....	93
Tabela 3.7 – Total de células das malhas de 0,5 m	96
Tabela 3.8 – Planejamento Composto Central Ortogonal realizado no <i>FLUENT</i> [®] 14.0.	98
Tabela 3.9 – Variáveis e sua forma codificada.	99
Tabela 4.1 – Ajustes dos fluidos preparados aos modelos reológicos.....	108
Tabela 4.2 – Ajuste do modelo reológico aos fluidos preparados em função da temperatura.	109
Tabela 4.3 – Dados de vazão, queda de pressão, fator de atrito e Reynolds generalizado.....	110
Tabela 4.4 – Resultados do planejamento experimental para solução com 0,1% GX	113
Tabela 4.5 – Resultados do planejamento experimental para solução com 0,3% GX	114
Tabela 4.6 – Resultados do planejamento experimental para solução com 0,5% GX	115
Tabela 4.7 – Resultados da regressão para a queda de pressão.....	117
Tabela 4.8 – Cálculo da velocidade média e dimensão do helicóide.	120
Tabela 4.9 – Quedas de pressão para o anular concêntrico ($E=0$).....	131
Tabela 4.10 – Dados de pressão para o anular excêntrico ($E=0,23$).....	133
Tabela 4.11 – Quedas de pressão para o anular excêntrico ($E=0,46$).....	135
Tabela 4.12– Queda de pressão para o anulares de 0,5 m e 2,445 m.....	136
Tabela 4.13 – Resultados da regressão dos dados de queda de pressão simulados.	147
Tabela 4.14 – Comparação da queda de pressão experimental, simulada e predita.....	148
Tabela 4.15 – Linhas de corrente calculadas em função da velocidade média e posição radial.	151
Tabela 4.16 – Dimensões do helicóide para cada velocidade axial média.....	152
Tabela 4.17 – Resultados do PCC considerando a variável τ_0	152
Tabela 4.18 – Resultados da regressão para o PCC usando τ_0	153

Tabela 4.19 – Resultados do PCC considerando a variável n	156
Tabela 4.20 – Resultados da regressão para o PCC usando τ_0	157
Tabela D.1 – Lista de termos dos parâmetros reológicos (BARIOD, 2001).....	189
Tabela AF.1 – Resultados Experimentais do Planejamento Três Níveis para Quatro Fatores e Duas Réplicas no Centro – Parte 0,1% GX	210
Tabela AF.2 – Resultados Experimentais do Planejamento Três Níveis para Quatro Fatores e Duas Réplicas no Centro – Parte 0,3% GX	211
Tabela AF.3 – Resultados Experimentais do Planejamento Três Níveis para Quatro Fatores e Duas Réplicas no Centro – Parte 0,5% GX	212

LISTA DE SÍMBOLOS

A – área.....	(m^2)
C_f – coeficiente de atrito superficial	$(-)$
C_l – coeficiente de correção para regime laminar	$(-)$
C_t – coeficiente de correção para regime turbulento	$(-)$
D – diâmetro do tubo.....	(m)
d_i – diâmetro externo do tubo interno	(m)
d_o – diâmetro interno do tubo externo	(m)
D_E – diâmetro interno do tubo externo	(m)
D_I – diâmetro externo do tubo interno.....	(m)
D_H – diâmetro hidráulico.....	(m)
D_{shear} – diâmetro médio da equação de SLATTER (1996)	(m)
E – excentricidade	$(-)$
f – fator de atrito de Fanning	$(-)$
f_d – fator de atrito de Darcy	$(-)$
f_f – fator de atrito de Fanning	$(-)$
f_{ll} – fator de atrito laminar	$(-)$
f_{t2} – fator de atrito turbulento	$(-)$
f_{tr} – fator de atrito para a região de transição	$(-)$
F – força.....	(N)
g – aceleração da gravidade.....	(m/s^2)
G_M – adimensional de MAGLIONE (1995).....	$(-)$
He – número de Hedstrom	$(-)$
He_B – número de Hedstrom para fluido de Bingham.....	$(-)$
He_{HB} – número de Hedstrom para fluido de Herschel-Bulkley	$(-)$
h_d – perda de carga distribuída.....	(m)
h_s – perda de carga localizada	(m)
h_t – soma da perda de carga distribuída e localizada entre os pontos 1 e 2	(m)
H_f – carga fornecida ao sistema	(m)

I – matriz identidade	(–)
$I_{\dot{\gamma}}$ – Primeiro invariante do tensor taxa de deformação	(s ⁻¹)
$II_{\dot{\gamma}}$ – Segundo invariante do tensor taxa de deformação	(s ⁻¹)
$III_{\dot{\gamma}}$ – Terceiro invariante do tensor taxa de deformação	(s ⁻¹)
k – índice de consistência do fluido	(Pa.s ⁿ)
k_{HB} – índice de consistência para o fluido de Herschel-Bulkley	(Pa.s ⁿ)
K' – índice de consistência do modelo <i>Power-Law</i> local	(Pa.s ⁿ)
K_{PL} – índice de consistência para o fluido de <i>Power-Law</i>	(Pa.s ⁿ)
κ – razão entre os diâmetros interno e externo do anular	(–)
L – comprimento da tubulação	(m)
L_e – comprimento de entrada	(m)
n – índice de comportamento ou índice de escoamento	(–)
n_{HB} – índice de comportamento para o fluido de Herschel-Bulkley	(–)
n_{PL} – índice de comportamento para o fluido de <i>Power-Law</i>	(–)
n' – índice de comportamento do modelo <i>Power-Law</i> local	(–)
P – pressão	(Pa)
P_1 – pressão no ponto 1	(Pa)
P_2 – pressão no ponto 2	(Pa)
PI – índice de plasticidade	(–)
q – vazão de escoamento no anular	(m ³ /h)
Q – vazão de escoamento da equação de SLATTER (1996)	(m ³ /h)
Q_{plug} – vazão de escoamento da equação de SLATTER (1996)	(m ³ /h)
R – raio da equação de SLATTER (1996)	(–)
R_E – raio do tubo externo	(m)
R_I – raio do tubo interno	(m)
R_{ext} – raio do tubo externo	(m)
R_{int} – raio do tubo interno	(m)
R_p – raio da equação de SLATTER (1996)	(–)
Re – número de Reynolds	(–)
Re_1 – Reynolds do começo da transição	(–)
Re_2 – Reynolds do final da transição	(–)

Re_B – número de Reynolds para fluido de Bingham	(–)
$(Re_B)_c$ – número de Reynolds de Bingham crítico	(–)
Re_c – número de Reynolds crítico.....	(–)
Re_G – número de Reynolds generalizado.....	(–)
Re_{HB} – número de Reynolds para fluido de Herschel-Bulkley.....	(–)
Re_{mod} – número de Reynolds modificado	(–)
Re_{MR} – número de Reynolds generalizado de METZNER e REED (1955).....	(–)
$(Re_{MR})_c$ – número de Reynolds de METZNER e REED (1955) crítico.....	(–)
R_i – raio do cilindro interno.....	(m)
R_o – raio do cilindro externo	(m)
Ta – número de Taylor	(–)
U – velocidade média do fluido.....	(m/s)
v – velocidade média do fluido.....	(m/s)
v_1 – velocidade média no ponto 1	(m/s)
v_2 – velocidade média no ponto 2	(m/s)
v_a – velocidade média do fluido na equação de MAGLIONE (1995).....	(m/s)
v_r – velocidade radial	(m/s)
v_θ – velocidade tangencial.....	(m/s)
v_z – velocidade axial	(m/s)
$\langle v \rangle$ – velocidade média do fluido	(m/s)
V_{ann} – velocidade média na equação de SLATTER (1996).....	(m/s)
V – velocidade média do fluido	(m/s)
V_x – velocidade na direção axial.....	(m/s)
$\frac{dV_x}{dy}$ – gradiente de velocidade	(s ⁻¹)
x – constante adimensional da equação de MISHRA e TRIPATHI (1971)	(–)
X_1 – concentração de GX no fluido.....	(–)
X_2 – excentricidade.....	(–)
X_3 – vazão de escoamento	(–)
X_4 – rotação do eixo interno	(–)

y – folga (<i>gap</i>) do espaço anular dado pela diferença entre os raios externo e interno	(m)
z_1 – altura do ponto 1 em relação ao eixo de coordenadas arbitrado	(m)
z_2 – altura do ponto 2 em relação ao eixo de coordenadas arbitrado	(m)

LETRAS GREGAS

α' – constante de estabilidade da equação de MISHRA e TRIPATHI (1971)	(–)
δ – matriz identidade	(–)
ΔP – queda de pressão	(Pa)
$\Delta P/\Delta L$ – queda de pressão por comprimento.....	(Pa/m)
$(\Delta P/\Delta L)_c$ – queda de pressão por comprimento para o anular concêntrico.....	(Pa/m)
$(\Delta P/\Delta L)_e$ – queda de pressão por comprimento para o anular excêntrico.....	(Pa/m)
ϕ_c – parâmetro utilizado no critério de HANKS (1963).....	(–)
ϕ – parâmetro na equação de SLATTER (1996).....	(–)
$\dot{\gamma}$ – taxa de deformação	(s ⁻¹)
$\dot{\gamma}_{Nw}$ – taxa de deformação Newtoniana na parede	(s ⁻¹)
$\dot{\gamma}_w$ – taxa de deformação não-Newtoniana na parede	(s ⁻¹)
η – viscosidade aparente do fluido	(Pa.s)
μ – viscosidade absoluta ou dinâmica.....	(Pa.s)
μ_0 – viscosidade para taxa de deformação muito baixa	(Pa.s)
μ_∞ – viscosidade para taxa de deformação infinita.....	(Pa.s)
μ_B – viscosidade plástica do modelo de Bingham.....	(Pa.s)
μ_p – viscosidade plástica	(Pa.s)
μ_E – viscosidade efetiva.....	(Pa.s)
ρ – densidade do fluido.....	(kg/m ³)
τ – tensão cisalhante	(Pa)
τ – tensor tensão-extra.....	(Pa)
τ_0 – tensão limite de escoamento	(Pa)
τ_0^B – tensão limite de escoamento segundo modelo de Bingham	(Pa)
τ_0^H – tensão limite de escoamento segundo modelo de Herschel-Bulkley.....	(Pa)

τ_{yx} – tensor tensão de cisalhamento	(Pa)
τ_w – tensão cisalhante na parede.....	(Pa)
τ_y – tensão limite de escoamento do fluido Herschel Bulkley.....	(Pa)
ω – velocidade de rotação.....	(rpm)
$\partial u/\partial r$ – gradiente de velocidade axial	(s ⁻¹)

RESUMO

Nesta tese são apresentadas medidas experimentais de queda de pressão bem como perfis de velocidade e gradientes de pressão simulados via CFD de fluidos não-Newtonianos em dutos anulares concêntricos/excêntricos, com/sem rotação do tubo interno, para casos com/sem obstrução parcial da região anular. Escoamento em dutos anulares é um assunto relevante para diversas aplicações industriais, especialmente para a indústria petrolífera. É de grande interesse conhecer a fluidodinâmica do fluido de perfuração, como se dará a limpeza do poço e reduzir os custos envolvidos na operação. Na perfuração direcional geralmente o anular é excêntrico em função do peso da coluna, e devido às oscilações da broca, a excentricidade pode variar ao longo comprimento do poço. Além disso, existe pelo efeito da gravidade uma forte tendência de acúmulo de sólidos na parte inferior do poço, formando um leito de cascalhos sedimentado que obstrui parcialmente o escoamento, o que pode dificultar ou até mesmo impedir a operação de perfuração. Por esta razão é importante estudar o efeito da sobreposição desses dois fatores (excentricidade e obstrução) no escoamento, o que ainda não foi abordado na literatura. Assim, foi formada uma parceria entre a PETROBRAS e o grupo de pesquisa da FEQUI/UFU que viabilizou o desenvolvimento deste trabalho. Através de um planejamento experimental foi feita a aquisição de dados referentes às perdas hidrodinâmicas em seções horizontais com obstrução parcial de 6 mm em função da excentricidade (0, 0,23 e 0,46), vazão de escoamento (3, 6 e 9 m³/h), concentração de goma Xantana (0,1, 0,3 e 0,5%) e rotação do eixo interno (0, 200 e 400 rpm). Simulações numéricas usando o *software* FLUENT[®] 14.0 para seções periódicas com diferentes excentricidades (0, 0,23 e 0,46) e alturas de obstrução (0, 6 e 12 mm) permitiram avaliar a influência de variáveis operacionais (vazões de 3 e 9 m³/h e rotações de 0 e 400 rpm) e reologia do fluido (0,1 e 0,5%) sobre o escoamento (perfis de velocidades axial e tangencial e dados de queda de pressão). A injeção de partículas permitiu a visualização e dimensionamento da trajetória helicoidal das mesmas no anular, que foram comparadas com linhas de corrente simuladas via FLUENT[®]. Comparações entre os resultados numéricos e dados da literatura indicaram, em geral, uma concordância muito boa. Os resultados apresentados sobre escoamento helicoidal em anulares parcialmente obstruídos são uma novidade na literatura e permitem um melhor entendimento dos fenômenos complexos que podem ocorrer na perfuração de poços horizontais e inclinados.

Palavras-chave: perfuração, anular, excentricidade, obstrução parcial, planejamento de experimentos, CFD.

ABSTRACT

In this thesis are presented experimental measurements of pressure drop and profiles of velocity and pressure gradient simulated via CFD of non-Newtonian fluids in annular ducts concentric/eccentric, with/without rotation of the inner tube, for cases with/without partial obstruction of the annular region. Annular fluid flow is a relevant subject for many industrial applications, especially for the oil and gas industry. It is very important to know the fluid dynamics of the drilling fluid, to assure a proper cleaning of the well and to reduce the effective costs of the operation. In directional drilling often the annulus is eccentric as a result of the column weight, and due to drill bit fluctuations, the eccentricity may vary along the length of the well. Furthermore, by the gravity effect there will be a strong tendency for the solids to accumulate in the bottom of the well, forming a bed of settled cuttings that partially obstructs the flow, which can hinder and even interrupt the drilling operation. For this reason it is important to study the effect of the overlap of these two factors (eccentricity and obstruction) in the flow, which has not been addressed in the literature. Thus, a partnership formed between PETROBRAS and FEQUI/UFU research group allowed the development of this work. An experimental design was used to the acquisition of data regarding hydrodynamic losses in horizontal sections with partial obstruction of 6 mm considering the eccentricity (0, 0.23 and 0.46), flow rate (3, 6 and 9 m³/h), Xanthan Gum concentration (0.1, 0.3 and 0.5%) and rotation of the inner cylinder (0, 200 and 400 rpm). Numerical simulations conducted by using the software FLUENT[®] 14.0 for periodic sections with different eccentricities (0, 0.23 and 0.46) and obstruction heights (0, 6 and 12 mm) allowed evaluating the influence of operating variables (flow rate of 3 and 9 m³/h and rotations of 0 and 400 rpm) and rheology of the fluid (0.1 and 0.5%) on the flow (axial and tangential velocities profiles and pressure drop data). The injection of particles allowed visualization and dimensioning of the helical path of the same in the annular, which were compared with streamlines simulated by FLUENT[®]. Comparisons between numerical calculations and literature data indicated, in general, a very good agreement. The results reported on helical flow in annular partially obstructed are a novelty in literature and allow a better understanding of the complex phenomena that may occur in drilling of horizontal and inclined wells.

Keywords: drilling, annular, eccentricity, partial obstruction, experimental design, CFD.

CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO

Ao longo do tempo, o petróleo foi se impondo como fonte de energia, e com os avanços tecnológicos desta área, além da sua produção ter sido intensificada, cada vez mais se busca melhorias e inovações nos processos envolvidos em sua produção. Hoje, as perfurações podem ser feitas em poços verticais, direcionais ou horizontais de longo comprimento em sondas terrestres ou marítimas.

O petróleo é a fonte de energia mais utilizada no Brasil, como ilustra a Figura 1.1, que mostra que quase 40% das fontes de energia utilizadas no país provêm de seus derivados. Segundo dados de 2012 da Agência Nacional do Petróleo (ANP, 2013), o Brasil, com seus 2,1 milhões de barris/dia (2,5% do total mundial), já ocupa o 13º lugar no *ranking* entre os vinte maiores produtores mundiais. Nesse cenário, o Brasil encontra-se em uma posição privilegiada, tendo alcançado recentemente a sua autossuficiência e possuindo uma das empresas que mais investem em tecnologia no setor petrolífero. Entretanto, a grande maioria das reservas nacionais encontra-se em regiões submarinas, onde o óleo é normalmente mais pesado, as formações geológicas muitas vezes não estão bem consolidadas e as dificuldades de operação são altas (BRONDANI, 2007).

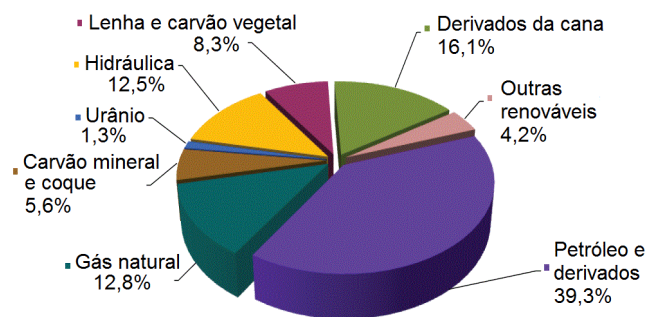


Figura 1.1 – Matriz energética brasileira (Ministério de Minas e Energia, 2014).

Os custos e os desafios tecnológicos envolvidos na exploração de petróleo em profundidades cada vez maiores, como é o caso do Brasil, são enormes. Com as recentes descobertas de reservatórios localizados em grandes profundidades, como por exemplo, as reservas da camada pré-sal, tornam-se necessários grandes investimentos no desenvolvimento de novas tecnologias que possibilitem a exploração desses novos campos de petróleo. De fato, durante a perfuração de poços do pré-sal uma grande quantidade de horas de sonda podem ser perdidas em tentativas de se liberar colunas presas devido ao fechamento do poço e prisão da coluna (GOMES, 2009).

Segundo a Agência Internacional da Energia (AIE), o Brasil se converterá num dos maiores exportadores de petróleo e um dos principais produtores de energia do mundo. Estima-se que em 2035 a produção petroleira do Brasil triplicará e alcançará seis milhões de barris diários, contribuindo com um terço do crescimento da produção líquida mundial, e transformando-se no sexto maior produtor de petróleo do mundo. No entanto, a AIE adverte que dadas as difíceis condições de extração de petróleo em águas profundas, o custo da produção será superior a de outras regiões como o Oriente Médio e a Rússia (G1 Economia, 2013).

Desde que os custos anuais das operações de perfuração situam-se acima de bilhões de dólares, o investimento em pesquisas é algo muito vantajoso, pois melhoramentos que podem vir a ocorrer nessa atividade podem ser convertidos em altos lucros. Além disso, com a descoberta de novas tecnologias pode-se aumentar a produção com menor agressão ao meio ambiente (PEREIRA, 2006). Assim, a indústria petrolífera tem investido pesado na pesquisa do escoamento do fluido de perfuração, ou “hidráulica do fluido”, sendo fundamental prever o comportamento do fluxo no espaço anular, a perda de carga ao longo do poço, a velocidade e eficiência no transporte dos cascalhos até a superfície a fim de se otimizar a operação (ALEXANDRE, 2009).

A compreensão dos fenômenos presentes no escoamento de fluidos em espaços anulares é de considerável importância em diversas operações industriais, sendo foco de pesquisas e estudos nas indústrias químicas, alimentícias e petrolíferas. Apesar das atividades de perfuração e completação de poços de petróleo serem as mais importantes, existem numerosas outras aplicações que também requerem um entendimento detalhado do escoamento de fluidos não-Newtonianos em anulares. Tais aplicações são encontradas em indústrias que lidam com materiais na forma de lamas, pastas e suspensões, tais como resíduos industriais, alimentos processados, fibras sintéticas, sangue, e também com a extrusão de plásticos fundidos e soluções poliméricas (ESCUDIER *et al.*, 2002a).

Na indústria do petróleo, durante a atividade de perfuração de um poço, um fluido usualmente chamado lama de perfuração é utilizado ao longo de toda a operação. Esse fluido é bombeado a partir da superfície por dentro da coluna de perfuração (que tem comprimento de centenas de quilômetros), saindo por orifícios na broca e chegando ao espaço anular formado entre a coluna de perfuração e a parede do poço por onde ocorre o escoamento de retorno até a superfície. A Figura 1.2 apresenta um esquema do escoamento de um fluido de perfuração no processo de perfuração de um poço de petróleo.

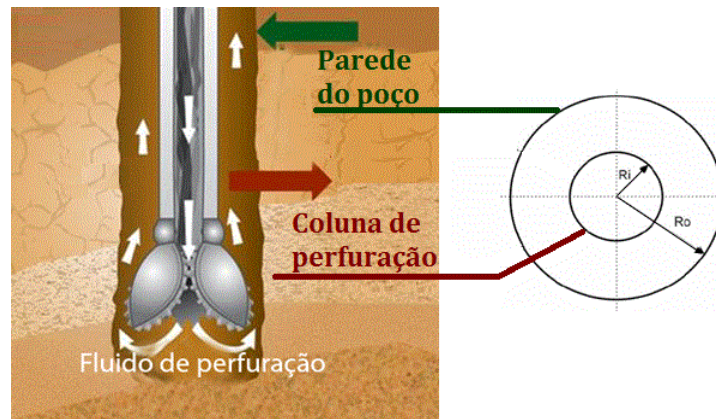


Figura 1.2 – Escoamento do fluido de perfuração passando pelo interior da coluna e retornando até a superfície pelo espaço anular.

Os fragmentos da rocha cortados pela broca durante a perfuração (chamados comumente de cascalhos) são transportados pelo fluido, através da região anular, até a superfície, onde serão separados do fluido nos equipamentos de tratamento (controle de sólidos) e encaminhados para o devido descarte. O fluido recuperado, depois de tratado, retorna para o processo (SAIDLER e LOUREIRO, 2013).

Os fluidos de perfuração têm diversas funções: suportar a parede do poço e prevenir o seu colapso, exercer pressão hidrostática sobre as formações evitando a entrada de fluidos de formação (gás e líquido) para dentro do poço, transportar os cascalhos gerados pela perfuração até a superfície (limpeza do poço), sustentar parte do peso da coluna de perfuração através do empuxo, minimizar a deposição de fragmentos de rocha se a circulação é interrompida em eventuais paradas do processo de perfuração, resfriar a broca e lubrificar toda a série de perfuração. Esses requisitos estão relacionados diretamente ao custo efetivo das operações de perfuração e também a segurança, por exemplo, detecção de *kick* e controle (prevenção de *blowout*). A composição do fluido de perfuração é formulada para atender a estes requisitos que irão variar de poço para poço (THOMAS, 2001).

Os fluidos envolvidos nesse processo têm comportamento não-Newtoniano, as suas viscosidades são funções das taxas de deformação, dependentes da cinemática do escoamento. Possuem características viscoplásticas, deformando-se apenas acima de certo nível de tensão, denominada tensão limite de escoamento e também apresentam certa tixotropia. Tais fluidos se comportam como líquidos com altíssima viscosidade quando submetidos a pequenas deformações ou tensões, o que é útil para manter os cascalhos em suspensão. No entanto sua viscosidade tem uma queda brusca no momento em que uma tensão limite é aplicada o que diminui a perda de carga do sistema e, conseqüentemente, a potência de bombeamento. Caso

essa tensão continue aumentando gradualmente a viscosidade permanece em queda, com um comportamento dado por uma lei de potência (DUTRA, 2005; MATUTTI, 2002).

MACHADO (2002) afirma a importância do controle rigoroso da pressão e da velocidade do fluido na região anular. Segundo o autor, velocidades altas podem provocar danos à rocha produtora (erosão), enquanto velocidades muito baixas podem ser insuficientes para a remoção dos cascalhos. Do mesmo modo, pressões excessivas podem permitir que o fluido invada a formação rochosa danificando a capacidade produtiva do poço, enquanto pressões insuficientes dificultam o bombeamento e podem permitir o fluxo descontrolado de fluidos da formação para o interior do poço (*kick*).

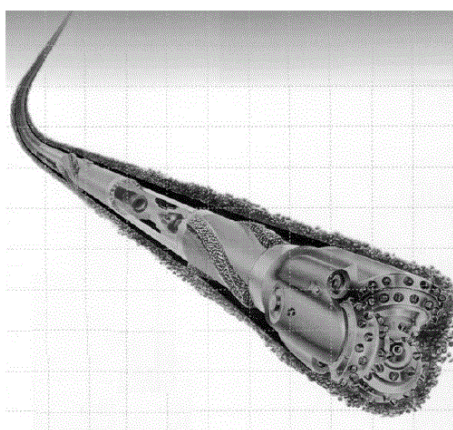
O estudo do escoamento na região anular se torna muito importante, uma vez que a ineficiência na remoção dos cascalhos de dentro do poço pode dificultar o processo de perfuração diminuindo a taxa de penetração e vida útil da broca, provocando perda de circulação, obstrução do anular e até mesmo interrompendo o processo, já que pode ocorrer prisão da coluna de perfuração. Além disso, a limpeza inadequada do poço pode causar danos à sua integridade. Para melhor entender a capacidade de carregamento do fluido de perfuração, deve-se compreender o escoamento sólido-líquido existente na região anular entre a parede do poço e a coluna giratória. Tal escoamento depende de algumas variáveis tais como: o fluido de perfuração utilizado, o tipo de material sólido carregado e seu tamanho ou forma, a geometria do poço, a rotação da coluna, a vazão axial imposta e também a concentração de cascalhos. Desta forma, pode-se observar que a remoção de cascalhos de dentro do poço é um problema complexo (LOUREIRO, 2004).

O cálculo do fluxo descendente numa coluna de perfuração é relativamente direto, enquanto que o fluxo através dos bicos da broca e na região do espaço anular é extremamente complicado. Do ponto de vista prático, o interesse foca na variação da pressão do fluido dentro do anular do poço e, em algum grau, no torque hidráulico. O desafio para os fluidodinamicistas tem sido calcular o campo de fluxo dentro do espaço anular do poço, uma situação usualmente idealizada como estacionária, isotérmica, de um fluxo laminar completamente desenvolvido de um fluido Newtoniano Generalizado através de um anular consistindo de um cilindro externo e de um cilindro interno, onde o cilindro interno pode estar situado fora do centro (isto é, excêntrico) e rotacionando (ESCUDIER *et al.*, 2002b).

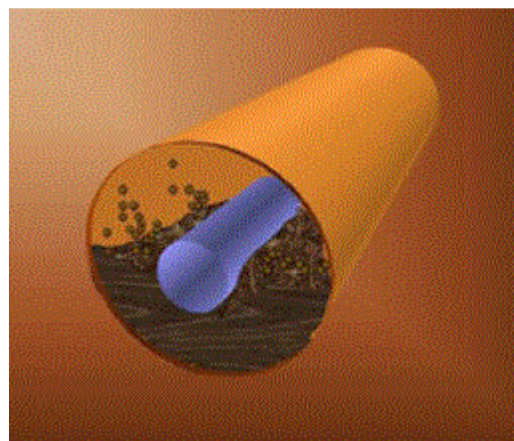
Na realidade a análise do problema completo é complicada por numerosos fatores, uma vez que o fluido tem comportamento não-Newtoniano sendo em algum grau (dependendo da composição química) viscoelástico, tixotrópico e invariavelmente contaminado com fragmentos da perfuração e fluidos de formação, a parede do poço pode desviar-se

significativamente da circularidade, a coluna de perfuração apresenta rotação e é excêntrica, sendo que a excentricidade pode não ser constante ao longo do poço (a excentricidade varia com a profundidade), e a pressão e temperatura aumentam significativamente com a profundidade. Apesar disso, a análise do problema idealizado pode fornecer informações sobre situações mais complexas, sendo um pré-requisito para um entendimento do problema.

Como já foi mencionado, o problema é extremamente complicado se todas as suas características forem levadas em consideração. Em particular, existe outra complicação que pode ocorrer no caso de poços inclinados ou horizontais, também chamados de poços direcionais. Esses poços têm o objetivo de facilitar a produção de petróleo e gás, uma vez que aumentam a área de contato do poço com o reservatório, como ilustrado na Figura 1.3 (a). No entanto, com a utilização desses poços, surgem novos desafios que anteriormente não existiam para o caso dos poços verticais ou pouco desviados. Um desses desafios é a remoção eficiente do material sólido que se acumula na parte inferior do poço devido ao efeito gravitacional, formando um leito de cascalhos sedimentado (uma obstrução parcial do espaço anular entre a coluna de perfuração e a formação) que destrói a simetria circunferencial do problema, Figura 1.3 (b). A presença de sólidos acumulados nessa região pode provocar desde um aumento no torque de acionamento da broca até a crítica situação de entupimento do poço (LOUREIRO, 2004). Por esta razão é importante estudar os padrões de escoamento em espaços anulares parcialmente obstruídos e determinar as condições que garantam a eficiência de carreamento dos sólidos.



(a) poço direcional



(b) obstrução parcial

Figura 1.3 – Representação ilustrativa de um processo de perfuração.

A fim de se avaliar a influência das variáveis citadas acima e prever todos os aspectos de campo de fluxo, incluindo a distribuição de velocidades e quedas de pressão ao longo do

poço, é necessário obter a solução para as equações diferenciais de conservação de massa e quantidade de movimento tridimensionais e transientes. A resolução desse tipo de sistema de equações é bastante dispendiosa do ponto de vista computacional, sendo necessária a utilização de simplificações (ALEXANDRE, 2009). Existem diversas análises disponíveis na literatura, com diferentes simplificações e abordagens para esse tipo de problema, como por exemplo, modelagem 2D utilizando as simplificações propostas pela teoria de lubrificação. No entanto, as muitas simplificações adotadas nestes modelos limitam os parâmetros nos quais são obtidos bons resultados (GOMES, 2009). Mais recentemente com o auxílio de técnicas de Fluidodinâmica Computacional (CFD), mediante o uso de pacotes numéricos comerciais, tornou-se possível resolver o problema idealizado completo.

Além disso, nos trabalhos experimentais encontrados na literatura sobre o escoamento de fluidos não-Newtonianos em anulares percebe-se a utilização de fluidos com baixa concentração de polímero modificador reológico, o que resulta em um fluido com comportamento reológico que não representa os fluidos de perfuração fortemente não-Newtonianos. O uso de suspensões concentradas em polímeros, que representam adequadamente os fluidos de perfuração, impossibilita ou dificulta a realização de medidas experimentais dos perfis de velocidade, já que as soluções são turvas ou opacas. A utilização de Fluidodinâmica Computacional (CFD) apresenta a vantagem de fornecer informações detalhadas do campo de fluxo e outras propriedades desejadas sem limitações quanto às condições experimentais (MAO *et al.*, 2012).

Objetivos desta Tese

Este estudo teve como objetivo contribuir para o melhor entendimento dos fenômenos básicos que ocorrem no escoamento em operações de perfuração de poços horizontais: nas operações de limpeza do poço (transporte dos cascalhos até a superfície pelo fluido de perfuração) e na redução dos custos (pressões de bombeamento necessárias e consequentes vazões). Espera-se que os resultados obtidos no presente trabalho motivem a continuação de estudos, a partir da incorporação gradual de características físicas que aproximem cada vez mais o modelo estudado do problema real.

Este trabalho teve como objetivo geral estudar o escoamento laminar de fluidos Não-Newtonianos (viscoplástico do tipo Herschel-Bulkley) em seções anulares considerando:

- seções concêntricas com e sem rotação do cilindro interno;

- seções excêntricas sem rotação e com rotação excêntrica do cilindro interno (com excentricidade variável);
- seções sem obstrução;
- seções parcialmente obstruídas.

Os objetivos específicos a serem alcançados neste trabalho foram:

1º) Montar uma unidade piloto, em escala laboratorial, para aquisição de dados referentes às perdas hidrodinâmicas em sistemas anulares horizontais com obstrução parcial em função da geometria do sistema (excentricidade), vazão de escoamento, reologia do fluido (concentração de GX) e rotação do eixo interno;

2º) Simular o escoamento de fluidos não-Newtonianos em regiões anulares com o uso da técnica de fluidodinâmica computacional para a determinação dos campos de velocidade e gradientes de pressão;

- Validar os modelos e métodos utilizados através da comparação da previsão da queda de pressão e perfis de velocidade em anulares simulados com o FLUENT[®] 14.0 usando resultados existentes na literatura;

- Desenvolver simulações numéricas em seções anulares de 2,445 m, conforme as reais dimensões da unidade experimental (concêntrica e excêntricas) e com obstrução de 6 mm a fim de obter os campos de velocidades e dados de queda de pressão numa mesma condição que um dado experimento, visando uma comparação dos resultados e verificação da simulação;

- Desenvolver simulações numéricas em seções anulares de 0,5 m periódicas (concêntrica e excêntricas) com diferentes alturas de obstrução (0, 6 e 12 mm), avaliando-se a influência da concentração de goma xantana (GX), vazão de fluido no anular e rotação do cilindro interno sobre o escoamento (perfis médios de velocidades axial e tangencial e dados de queda de pressão);

3º) Realizar testes experimentais com injeção de partículas para descrever o comportamento fluidodinâmico do escoamento e fazer a simulação de linhas de corrente via FLUENT[®].

CAPÍTULO 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo, primeiramente, será apresentada uma visão geral do processo de perfuração de poços e informação acerca dos fluidos de perfuração. Posteriormente serão introduzidos alguns conceitos sobre fluidos newtonianos e não-Newtonianos, uma revisão da literatura sobre escoamento de fluidos em seções anulares e por fim alguns aspectos sobre a fluidodinâmica computacional.

2.1. Perfuração de Poços de Petróleo

A perfuração de poços é realizada desde tempos remotos com a finalidade de se encontrar água. A busca intensiva por petróleo começou no século XIX com a industrialização e, consequente aumento da demanda mundial por derivados de petróleo. Inicialmente, os poços eram perfurados por métodos à percussão, em baixa profundidade e com o uso de água ou suspensões formadas com argilas locais, como fluidos de perfuração. Com o desenvolvimento tecnológico, os poços passaram a ser abertos por equipamentos rotativos, em profundidades extremamente elevadas e utilizando fluidos cada vez mais complexos (BALTAR e LUZ, 2003).

Atualmente, a perfuração de poços de petróleo é feita com a utilização de uma sonda, através de uma técnica rotativa. A formação rochosa é perfurada pela ação da rotação e do peso aplicados a uma broca, que é acoplada à extremidade da coluna de perfuração. A ruptura ou desagregação das rochas forma pequenas lascas, cortes, ou cascalhos, que serão removidos do fundo do poço e carregados até a superfície pelo fluxo do fluido de perfuração (THOMAS, 2001).

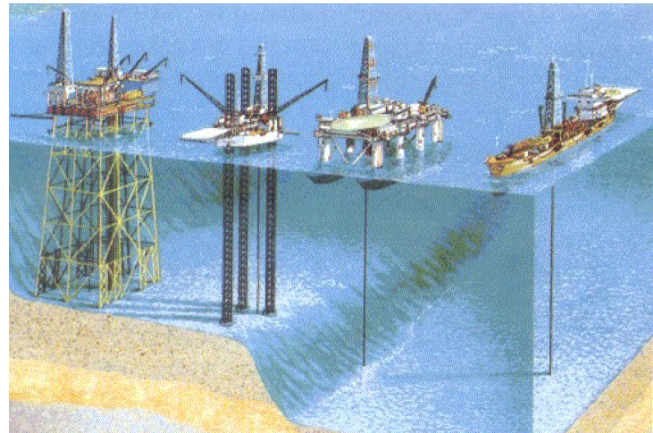
O processo de perfuração de poços de petróleo é uma atividade que se destina não só à extração do óleo ou do gás natural (poços produtores), como também na construção de um poço injetor, que tem como finalidade a injeção de algum tipo de fluido que auxilie na recuperação dos hidrocarbonetos, sendo realizada tanto em ambientes *onshore* (em terra) quanto em ambientes *offshore* (no mar), Figura 2.1.

Em perfurações de poços se faz necessário manter a estabilidade dos mesmos durante a perfuração. O método utilizado para manter o poço estável é a utilização de fluidos especialmente desenvolvidos para tal atividade. Estes fluidos são chamados de fluidos de

perfuração e são circulados dentro do poço ao longo de todo o processo, a fim de garantir condições favoráveis e seguras para o sucesso da operação (MELO, 2008).



(a)



(b)

Figura 2.1 – Exemplos de plataformas *onshore* (a) e *offshore* (b).

A maior parte do fluido utilizado em uma operação de perfuração é recirculada em um ciclo contínuo. O fluido de perfuração é succionado dos tanques pelas bombas e injetado no interior da coluna de perfuração, passa pela broca através de orifícios conhecidos como jatos da broca, e retorna a superfície carregando os cascalhos pelo espaço anular entre o poço e a coluna, chegando até às peneiras vibratórias, onde se inicia a fase de tratamento de sólidos. Após ser tratado, o fluido está pronto para uma nova injeção (MELO, 2008). A Figura 2.2 mostra uma representação simplificada do ciclo do fluido de perfuração no poço.

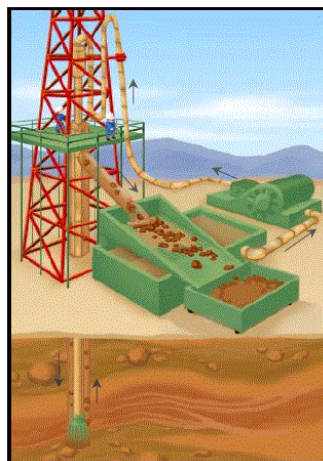


Figura 2.2 – Ciclo do fluido de perfuração no poço (SEED, 2007).

O processo descrito anteriormente é conhecido como perfuração convencional, no qual o fluido de perfuração passa através da coluna retornando pelo espaço anular formado entre a

coluna e a parede do poço, como ilustra a Figura 2.3 (a). Porém, atualmente, também se encontra em desenvolvimento um outro método de perfuração que é chamado de perfuração com circulação reversa. Neste método, o fluido de perfuração entra no poço pelo espaço anular formado entre a coluna e a parede do poço e retorna carregando os cascalhos pelo interior da coluna de perfuração, como mostra a Figura 2.3 (b). Este método que é amplamente empregado na indústria de mineração, utilizando colunas de perfuração de parede dupla, teve seu primeiro pedido de patente na operação de perfuração com circulação reversa em 2006.

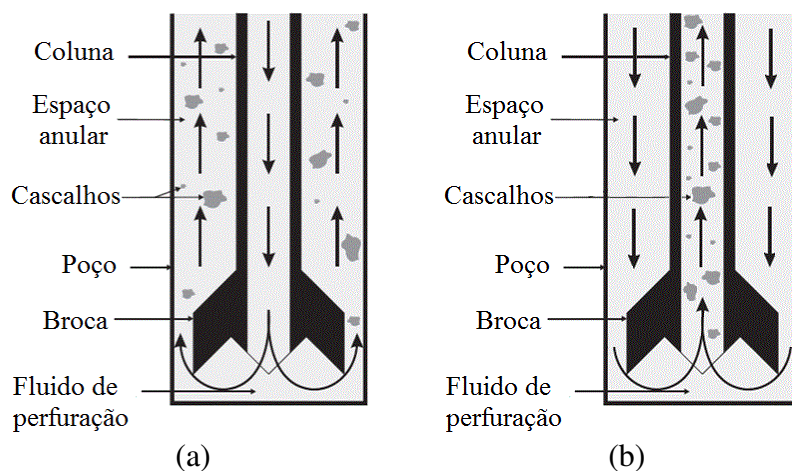


Figura 2.3 – Sistemas de circulação do fluido (OLIVEIRA *et al.*, 2013): (a) Circulação convencional; (b) Circulação reversa.

O arranjo de circulação reversa favorece o carregamento dos cascalhos, pois a velocidade média do fluxo do fluido de perfuração tende a ser maior no interior da coluna do que no espaço anular. Além disso, não haverá os efeitos de alguns fatores que influenciam o escoamento, como o alargamento do poço e a excentricidade do anular (JÚNIOR, 2005). Como vantagens do método de perfuração com circulação reversa podem-se citar (TORRES, 2013):

- Remoção de cascalhos mais rápida (redução do tempo de retorno dos cascalhos de 3 a 15 vezes comparado com a perfuração convencional) e eficiente (melhor limpeza do poço), mesmo com pequenas vazões;
- Menor pressão de bombeio e menor potência hidráulica requerida;
- Menor ECD (densidade equivalente de circulação) e menor dano à formação;
- Maior ROP (taxa de penetração), com menor desgaste de brocas e número de manobras;

- Melhor condição para a descida de revestimentos e equipamentos (ferramentas de perfilagem, telas de granel) e operações de cimentação;
- Redução de custos de aquisição e manutenção de equipamentos (sonda, bombas, geradores, extratores de sólidos);
- Redução de custos de operação (fluidos de perfuração, logística, eliminação dos ciclos de circulação para limpeza, impacto ambiental);
- Maior segurança operacional (sistema fechado, mais sensível à detecção de *kicks* e facilidade para o controle);
- Melhor interpretação geológica (amostras de cascalhos com maiores dimensões, com maior precisão da profundidade e menor contaminação).

É importante salientar que para ambos os tipos de sistemas de circulação do fluido (convencional ou reversa), o estudo do escoamento do fluido na região anular é bastante relevante para questões de custo da operação e limpeza do poço.

2.1.1. Classificação de Poços: Poços Verticais e Direcionais

Os poços de petróleo podem ser verticais quando seu objetivo está sob a sonda e não há mudança de direção elevada, ou direcionais quando é necessária a mudança de direção ou inclinação. A maior diferença encontrada na perfuração direcional quando comparada com a perfuração vertical se refere à suspensão e capacidade de carregamento dos cascalhos. A distância que uma partícula deve percorrer até atingir uma superfície para repousar é muito menor na perfuração direcional, em que se têm apenas algumas polegadas para sedimentar, do que na perfuração vertical em que se têm centenas de pés de comprimento. Daí a importância de acompanhar o funcionamento de poços direcionais, trabalhando em condições que impeçam a consolidação de um leito de cascalhos no fundo do anular, e, em casos extremos, consequente aprisionamento da coluna, garantindo assim, o sucesso das operações de perfuração e completação.

Os poços direcionais têm várias finalidades, como mostra a Figura 2.4, dentre as quais se podem citar: controle de um poço em *blowout* perfurando poços de alívio; atingir formações abaixo de locais inacessíveis, como rios, lagos, cidades; desviar trajetória do poço de acidentes geológicos, como domos salinos e falhas nas formações; perfurar vários poços de um mesmo ponto, como na produção em plataformas marítimas; desviar poços que tiveram trecho final perdido por problemas operacionais, como prisão da coluna de perfuração. Deste modo, por apresentar diversas vantagens em relação aos poços verticais, a utilização de poços

direcionais nas estratégias de produção tem sido um importante tema de estudo na indústria petrolífera (THOMAS, 2001).

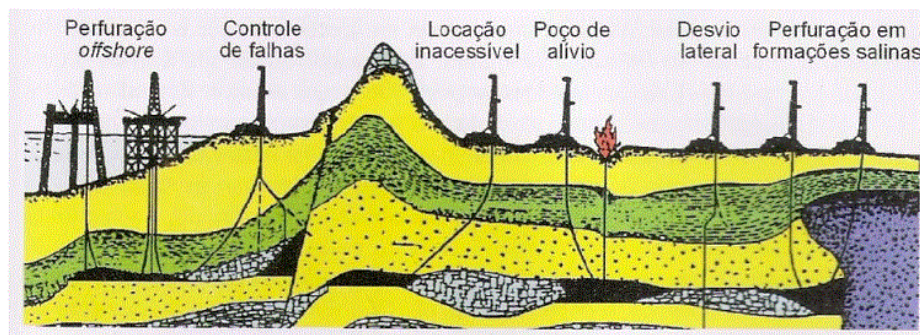


Figura 2.4 – Causas de poços direcionais (THOMAS, 2001)

Dentre os poços direcionais, um tipo atualmente em evidência por proporcionar um aumento da produtividade e da recuperação final de hidrocarbonetos, além de possuir longo alcance, é o chamado poço horizontal. Este possui um trecho reto que é perfurado horizontalmente dentro da formação produtora, aumentando a sua capacidade de drenagem no reservatório. ROCHA *et al.* (2008) menciona que, no início da década de 90, devido ao surgimento de novas tecnologias aplicadas a poços horizontais, foram perfurados os primeiros poços horizontais no Brasil. Hoje, é uma das tecnologias mais comuns, e cerca de 50% dos poços marítimos direcionais perfurados por ano no Brasil são poços horizontais. A Figura 2.5 mostra a comparação entre os poços verticais e direcionais, exemplificando um poço horizontal que é quando a inclinação final chega perto dos noventa graus.

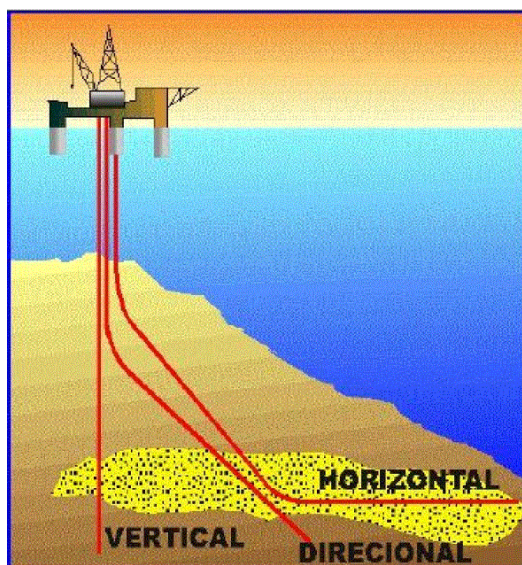


Figura 2.5 – Direcionamento do poço (BRAGA, 2009)

Segundo PEREIRA (2006) algumas das inovações que viabilizaram o uso da técnica de perfuração horizontal foram:

- Melhoria do sistema de balanceamento da broca, permitindo a manutenção da direção da perfuração;
- Desenvolvimento de técnicas de deslocamento em poços, facilitando o trabalho de transporte de equipamentos (colunas, cabos e revestimento);
- Melhoria da qualidade dos fluidos de perfuração, permitindo a melhor remoção de sedimentos evitando o acúmulo na região anular.

Mesmo com os avanços tecnológicos, os custos da perfuração horizontal ainda permanecem elevados quando comparados com os de poços verticais, chegando a ser 1,5 a 3 vezes mais dispendiosos. Entretanto, a possibilidade de exploração de reservatórios delgados ou em fraturas verticais, conforme esquema da Figura 2.6, justifica sua implantação. A taxa de recuperação é outro aspecto extremamente favorável, por ser usualmente de 3 a 5 vezes superior em relação aos poços verticais. Fatores associados à segurança de operação e a integridade física do poço também são evidenciados na perfuração horizontal. Neste arranjo, o controle dos fluidos de formação (água e gases) é mais eficiente, evitando os indesejáveis *kicks* (oscilações de pressão pela maior entrada de óleo e/ou gás no poço) e *blowouts* (aumento abrupto da pressão causada por gás podendo causar danos à estrutura do poço) (PEREIRA, 2006).

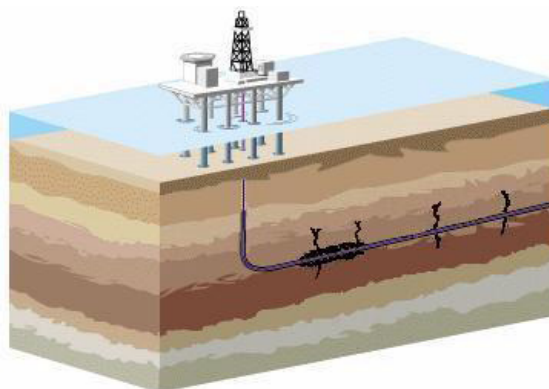


Figura 2.6 – Poço horizontal para exploração em fraturas verticais (PEREIRA, 2006).

2.2. Os Fluidos de Perfuração

O engenheiro francês Flauville, em 1833, ao encontrar um aquífero na perfuração de um poço, percebeu que a água, ao jorrar, poderia transportar para fora do poço os detritos resultantes da perfuração. Essa observação deu início ao uso da água como fluido de

circulação na perfuração de poços. A literatura registra que o uso de aditivos, como tentativa de controlar as propriedades de um fluido de perfuração, ocorreu pela primeira vez no ano de 1921 (DARLEY e GRAY, 1988).

Os fluidos de perfuração foram ganhando importância à medida que os poços se tornavam mais profundos. Considera-se que, tanto do ponto de vista técnico como do econômico, o sucesso da perfuração de um poço depende fortemente da composição do fluido e dos cuidados para a manutenção de suas propriedades durante a perfuração (BALTAR e LUZ, 2003).

O conceito de fluido de perfuração é encontrado de diferentes formas na literatura. O *American Petroleum Institute* – API define fluido de perfuração como um fluido de circulação utilizado em perfurações rotativas para desempenhar as funções requeridas durante a operação de perfuração. Os fluidos de perfuração, popularmente conhecidos como lamas, são misturas complexas de componentes líquidos, sólidos e até mesmo gasosos que possuem características específicas para execução de diversas funções na perfuração. Do ponto de vista químico, eles podem assumir aspectos de suspensão, dispersão coloidal ou emulsão, dependendo do estado físico dos componentes. Dentre suas funções podem-se citar (THOMAS, 2001):

- Carrear o material cortado pela broca (cascalhos) do fundo do poço e transportá-lo até a superfície através do espaço anular do poço;
- Resfriar a broca e lubrificar a coluna de perfuração;
- Reduzir a fricção entre o colar da coluna de perfuração e as paredes do poço;
- Estabilizar as paredes do poço não revestidas evitando desmoronamento;
- Promover estabilidade mecânica e química nas paredes do poço, o que depende diretamente do tipo de formação;
- Ter peso suficiente para manter a pressão hidrostática da lama equivalente à pressão das formações atravessadas, evitando assim o influxo de fluidos (óleo, gás ou água) indesejáveis (*kick*) e erupções (*blowouts*);
- Formar uma torta (reboco) pouco espessa, de baixa permeabilidade que sele os poros e outras aberturas na formação penetrada pela broca;
- Ajudar na coleta e facilitar interpretações geológicas do material retirado do poço;
- Promover o efeito de flutuação. A tubulação de um poço imerso no fluido tem seu peso reduzido devido ao empuxo reduzindo a tensão no mecanismo de perfuração.

A qualquer momento da perfuração de um poço, uma ou mais destas funções podem prevalecer sobre as demais. Como por exemplo, em poços profundos ou em recuperação horizontal, a capacidade de limpeza e a manutenção da integridade das paredes do poço se

sobressaem em relação às demais funções. Já em situações de prospecção em regiões arenosas (*sensitive sands*), a resistência aos fluidos de formação passa a ser uma característica prioritária (CAENN e CHILLINGAR, 1996; PEREIRA, 2006).

As características intrínsecas destes fluidos dependem prioritariamente das funções realizadas pelo mesmo e do tipo de formação a ser perfurada. Estes são preparados e especificados de forma a garantir uma perfuração rápida e segura. Podem-se citar algumas de suas características desejáveis (THOMAS, 2001; DARLEY E GRAY, 1988):

- Ser estável quimicamente;
- Possuir viscosidade e densidade suficientes para manter os cascalhos contidos em suspensão quando em repouso durante etapas de manobras, isto é, durante a paralisação da perfuração enquanto se faz as conexões dos tubos;
- Ser inerte às rochas produtoras, não lhes causando danos;
- Não ferir o pessoal de perfuração nem danificar o meio ambiente;
- Não interferir na produtividade do fluido contido na formação;
- Aceitar tratamento físico e químico e ser bombeável;
- Não corroer ou causar desgaste excessivo nos equipamentos de perfuração – coluna de perfuração, *riser* e equipamentos de circulação;
- Ser facilmente separado dos cascalhos na superfície (isto facilita a análise e interpretação do material retirado das formações rochosas);
- Apresentar custos compatíveis com a operação.

Fatores ambientais podem também ser utilizados como critério de seleção do fluido de perfuração, o que impulsiona os pesquisadores a buscar a conjugação de parâmetros técnico-econômicos com fatores ambientais (PEREIRA, 2006; AMANULLAH e YU, 2005).

2.2.1. Classificação dos Fluidos de Perfuração

A classificação de um fluido de perfuração é feita em função de sua composição. Embora ocorram divergências, o principal critério baseia-se no constituinte principal da fase contínua ou dispersante. Neste critério, os fluidos são classificados em fluidos de base água, fluidos de base óleo e fluidos de base ar ou gás (THOMAS, 2001). Uma nova classe de fluidos de perfuração encontra-se em desenvolvimento: os fluidos sintéticos. Os produtos químicos utilizados nesses tipos de fluidos incluem ésteres, éteres, polialfaolefinas, glicóis, glicerinas e glicosídeos (CAENN e CHILLINGAR, 1996). No Anexo A é apresentado o sistema de classificação completo dos fluidos de perfuração.

2.2.2. Aditivos de Fluidos de Perfuração

Para a prospecção de um novo poço não há regra geral ou um fluido de perfuração padrão, cada poço tem suas particularidades. Desta forma, na prática, é muito comum o uso de aditivos aos fluidos de perfuração. Dentre os materiais usados como aditivos em fluidos de perfuração, têm-se as argilas, os polímeros, os sais, os tensoativos, etc. Cada tipo de aditivo é responsável por desempenhar uma propriedade no fluido: modificador de densidade, promotor de viscosidade, estabilizadores e lubrificantes, ver Anexo A.

De uma maneira geral, os componentes básicos do fluido são: meio dispersante (água, óleo ou gás), viscosificante, gelificante, alcalinizante, floculante, inibidor físico ou químico. A concentração de cada aditivo tem relação direta com cada uma das propriedades requeridas a ele. Na Tabela 2.1 encontram-se os principais constituintes de um fluido de perfuração de base água segundo MACHADO e OLIVEIRA (1986).

Tabela 2.1 – Componentes dos fluidos base água (MACHADO e OLIVEIRA, 1986).

Componentes	Concentração	Função
Água doce ou salgada	-----	Meio de dispersão
Bentonita	14,25 – 85,5 kg/m ³	Viscosificante/gelificante
Soda cáustica	0,71 – 2,85 kg/m ³	Alcalinizante e/ou floculante
Lignossulfatos	0 – 22,8 kg/m ³	Dispersante e inibidor físico
Amido	11,4 – 34,2 kg/m ³	Redutor de filtrado
Polímeros	0 – 5,7 kg/m ³	Viscosificante e/ou inibidor físico e químico
Eletrólitos	0 – 42,8 kg/m ³	Inibidor químico e/ou floculante
Barita e/ou hematita	Em função da densidade programada	Adensante

Dentre os diversos aditivos do fluido de perfuração base água, utilizou-se na preparação dos fluidos empregados neste trabalho o componente modificador de viscosidade. A goma Xantana foi o polímero selecionado e será apresentada com mais detalhes a seguir.

➤ Goma Xantana

A goma Xantana é um biopolímero (polissacarídeo) classificado como ramificado, aniônico, produzido por fermentação, empregando a bactéria *Xanthomonas Campestris*. Dentre as gomas microbianas, a Xantana ocupa lugar de destaque no mercado por apresentar propriedades reológicas bastante distintas e incomuns, tais como alto grau de pseudoplasticidade e elevada viscosidade, mesmo a baixas concentrações (0,05 – 1,0%), e estabilidade em ampla faixa de temperatura e de pH, mesmo na presença de sais. É estável em temperaturas de 0°C a 100°C (inclusive frente à microondas) na faixa de pH de 1 a 13. O sucesso da goma é em função de exibir diversas vantagens como espessante, estabilizante, gelificante, agente de suspensão e floculação, sendo aplicada a inúmeros produtos em diferentes segmentos industriais, entre eles, alimentos, fármacos, cosméticos, químico e petroquímico (ARAÚJO *et al.*, 2005). A Figura 2.7 mostra a estrutura química da goma Xantana.

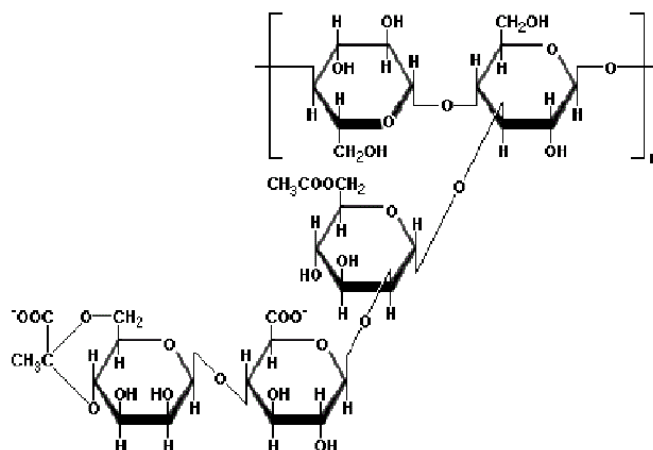


Figura 2.7 – Estrutura química da goma Xantana.

2.3. Definição de Fluidos

Fluidos podem ser definidos como substâncias que se deformam continuamente sob a ação de uma tensão cisalhante, e podem ser classificados, de modo geral, de acordo com a relação entre a tensão cisalhante aplicada e a taxa de deformação.

2.3.2. Fluidos Newtonianos

São classificados como fluidos newtonianos aqueles que seguem a lei de Newton da viscosidade (detalhes no Anexo B). Para estes fluidos a tensão de cisalhamento é

diretamente proporcional à taxa de deformação, e a constante de proporcionalidade representada por μ é uma propriedade do fluido e é denominada viscosidade absoluta ou dinâmica (Equação 2.1). Essa viscosidade é independente da taxa de deformação ou da tensão de cisalhamento, dependendo somente do material e de sua temperatura e pressão. Podem ser citados como exemplos de fluidos newtonianos comumente encontrados, a água, o ar e a glicerina.

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

2.3.3. Fluidos não-Newtonianos

Fluidos para os quais a tensão cisalhante não é diretamente proporcional à taxa de deformação são ditos não-Newtonianos, pois não obedecem à relação de Newton para a viscosidade. Para esses fluidos a viscosidade não é uma constante de estado, ela é determinada não só pela composição do fluido, temperatura e pressão, mas também pelas condições do fluxo. Esses fluidos estruturalmente complexos incluem soluções poliméricas, polímeros fundidos, soluções de sabões, suspensões, emulsões, pastas, alguns fluidos biológicos e os fluidos de perfuração (CELNIK, 2008).

Para caracterizar fluidos não-Newtonianos, deve-se medir não somente a viscosidade como também as tensões normais e as respostas viscoelásticas. Sua viscosidade, agora chamada viscosidade aparente, depende fortemente dos gradientes de velocidade e, adicionalmente, eles podem apresentar efeitos elásticos pronunciados. A viscosidade aparente de fluidos não-Newtonianos não depende apenas da taxa de deformação do fluido, a mesma varia de acordo com a temperatura, concentração das espécies quando for uma solução e em alguns casos o tempo de cisalhamento (BRAGA, 2009).

Os fluidos não-Newtonianos podem ser agrupados em três classes gerais: independentes do tempo, dependentes do tempo e visco-elásticos. A classificação geral dos fluidos não-Newtonianos pode ser vista no Anexo C.

2.4. Reologia

Assim, para melhor compreensão das diferenças de comportamento de fluidos, faz-se uso da *Reologia*, a qual se caracteriza pelo estudo do escoamento e deformação da matéria quando está submetida a esforços originados por forças externas. O escoamento de um fluido,

líquido ou gás, é caracterizado por leis que descrevem a variação contínua da taxa ou grau de deformação em função das forças ou tensões aplicadas (MACHADO, 2002).

Um instrumento capaz de medir a história da tensão e deformação de um material é o reômetro. Os reômetros são classificados de acordo com a cinemática do escoamento, a intensidade e o tipo de deformação e o tipo de escoamento. Os reômetros são divididos em dois grupos: reômetros rotacionais (quando o escoamento é causado pelo movimento de uma superfície) e reômetros com gradiente de pressão (quando o escoamento é causado por um gradiente de pressão). Nos reômetros rotacionais podem ser utilizadas diferentes geometrias, tais como: placa-placa, cone-placa ou cilindros concêntricos (Couette). A escolha da geometria depende do fluido, faixa de viscosidade e taxa de deformação (CELNIK, 2008).

O diagrama da tensão de cisalhamento em função da taxa de deformação é usualmente conhecido como reograma ou curva de fluxo, sendo para um fluido Newtoniano, representado por uma linha reta de inclinação igual a ' μ ' que passa pela origem. Para um fluido não-Newtoniano o comportamento mostrado no diagrama de escoamento é não-linear ou não passa através da origem, ou seja, a viscosidade não é constante a uma dada temperatura e pressão, mas dependente de condições como, por exemplo: geometria do fluxo ou vazão de fluido e taxa de deformação (PEREIRA, 2006).

2.4.1. Modelos Reológicos para Fluidos Não-Newtonianos Independentes do Tempo

Há diversos modelos empíricos que descrevem como é o comportamento do tensor de tensões em função da taxa de deformação do fluido, e esses modelos são necessários para o cálculo do fator de atrito e do número Reynolds, tendo assim grande importância para o cálculo de perda de carga e caracterização dos regimes de escoamento (BRAGA, 2009).

Os modelos reológicos mais difundidos na literatura são o de Newton, de Bingham ou plástico ideal, de potência (também conhecido como *Power-Law* ou modelo de Ostwald de Waale) e o de Herschel-Bulkley ou potência modificado (MACHADO, 2002). Nos tópicos a seguir é apresentado o detalhamento de cada um deles.

2.4.1.1. Modelo Newtoniano Generalizado

A forma mais simples de se modelar um fluido não-Newtoniano é através de uma relação similar ao modelo de fluido newtoniano, conhecida como modelo de fluido newtoniano generalizado. Essa formulação é derivada da relação entre tensão cisalhante e taxa de deformação proposta por Newton, porém a viscosidade é uma função não-linear do tensor

taxa de deformação ou do tensor de tensão. BIRD *et al.* (2004) apresentam esse modelo da seguinte forma:

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

onde η é chamada de viscosidade aparente do fluido, isto é, a viscosidade que o fluido teria se fosse Newtoniano naquela condição de fluxo. Esta viscosidade só é válida para uma determinada taxa de deformação, isto é, sempre que for citada, esta propriedade deve vir acompanhada da taxa de deformação correspondente. A partir desse modelo foram derivados vários outros modelos de fluidos não-Newtonianos muito utilizados, como os conhecidos *Power-Law*, Bingham e Herschel-Bulkley.

2.4.1.2. Modelo *Power-Law* ou Ostwald de Waale

O modelo de Ostwald de Waale ou de fluido de potência (“*Power-Law*”) é grandemente utilizado devido a sua simplicidade matemática e costuma apresentar boa aplicabilidade para diversos fluidos que exibem uma relação não linear entre a tensão cisalhante e a taxa de deformação. Este modelo apresenta como parâmetros o índice de consistência do fluido k e o índice de comportamento não-Newtoniano do fluido n , ou índice de escoamento. Este modelo apresenta a tensão cisalhante como uma função da potência da taxa de deformação, como mostra a Equação (2.3):

$$\tau = k\dot{\gamma}^n \quad (2.3)$$

Este modelo não se aplica para todo e qualquer fluido, nem a todo intervalo de taxa de deformação. Entretanto, existe um número razoável de fluidos não-Newtonianos que apresentam comportamento de potência, num largo intervalo de velocidades cisalhantes (MACHADO, 2002). Como o diagrama do modelo *Power-Law* passa pela origem ele é bastante útil para descrever fluidos de perfuração que não apresentam tensão limite de escoamento, como é o caso de alguns fluidos de perfuração a base de polímeros.

Pode-se também expressar a viscosidade aparente como uma função da potência da taxa de deformação, como mostra a Equação (2.4).

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

O valor do índice de consistência k indica o grau de resistência do fluido diante do escoamento: para k muito alto o fluido é muito viscoso. O índice de comportamento n é um parâmetro importante que mede o afastamento do comportamento newtoniano. Analisando a Equação (2.4), percebe-se que para $n < 1$ a viscosidade diminui com o aumento da taxa de

deformação, e nesse caso o fluido é chamado pseudoplástico. Para $n > 1$, a viscosidade cresce quando a taxa de deformação é aumentada, e tem-se assim um fluido dilatante. Quando $n = 1$, o modelo de fluido newtoniano é recuperado. Num diagrama log-log da viscosidade aparente versus a taxa de deformação estes comportamentos podem ser observados da seguinte forma, Figura 2.8.

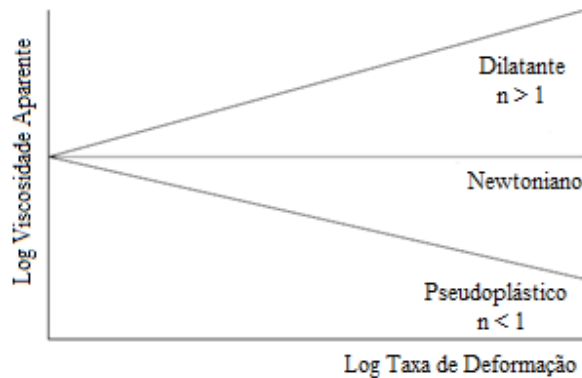


Figura 2.8 – Viscosidade aparente de fluidos Newtonianos, Dilatantes e Pseudoplásticos (WALKER, 2002).

2.4.1.3. Modelo Plástico de Bingham

O modelo de Bingham é um modelo linear, e, por este fato, lembra o modelo de fluido Newtoniano, porém ele precisa de uma tensão mínima para iniciar o escoamento. Para este modelo a viscosidade não varia com a taxa de deformação e é chamada de viscosidade plástica.

Um fluido do tipo plástico de Bingham é caracterizado por uma curva de escoamento a qual intercepta com τ_0 , no eixo da tensão cisalhante. τ_0 é a magnitude da tensão a qual deve ser excedida para o escoamento se iniciar, ou seja, é a tensão limite de escoamento (para tensões menores que τ_0 o fluido se comporta como um sólido rígido). A equação reológica para o fluido plástico de Bingham pode ser escrita da seguinte forma:

$$\begin{aligned} \dot{\gamma} &= 0 & \text{se } \tau &\leq \tau_0 \\ \tau &= \tau_0 + \mu_p \dot{\gamma} & \text{se } \tau &> \tau_0 \end{aligned} \quad (2.5)$$

sendo que μ_p é a viscosidade plástica, obtida da inclinação da curva de escoamento. Observando a Equação (2.5) fica claro que o modelo Newtoniano é um caso específico deste, um caso tal em que τ_0 é nulo.

O modelo de fluido de Bingham é o representante mais simples de um conjunto de modelos chamados viscoplásticos. Esses modelos introduzem a característica de plasticidade

ao material a partir de uma tensão mínima, chamada de tensão limite de escoamento (τ_0), abaixo da qual o fluido não escoar (é extremamente viscoso). Para regiões no escoamento em que as tensões são maiores do que τ_0 , o fluido de Bingham assume a viscosidade aparente dada por:

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + \mu_p \quad \text{se } \tau > \tau_0 \quad (2.6)$$

Se as tensões são menores do que τ_0 , o fluido apresenta viscosidade aparente infinita e não escoar:

$$\eta = \infty \quad \text{se } \tau \leq \tau_0 \quad (2.7)$$

A Figura 2.9 mostra o comportamento da viscosidade aparente de um fluido plástico de Bingham.

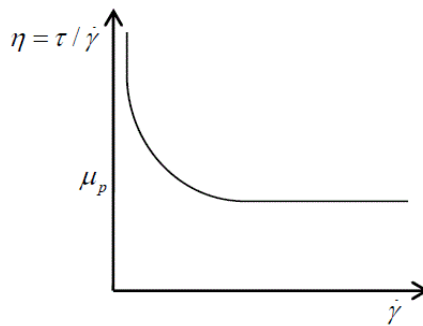


Figura 2.9 – Viscosidade aparente de um fluido plástico de Bingham (MATTIUSE, 2007).

Da Figura 2.9 é possível observar que a viscosidade torna-se constante, ou igual a μ_p , somente a altas taxas de deformação. Exemplos comuns de fluidos plásticos de Bingham são cimentos, gorduras, tintas a óleo e creme dental. A explicação para o comportamento do plástico de Bingham, é que ele contém uma estrutura tridimensional, suficientemente rígida para resistir a tensões menores que τ_0 . Se essa tensão for excedida a estrutura se desintegra e o comportamento torna-se newtoniano. Se a tensão cisalhante cair novamente a valores inferiores a τ_0 a estrutura se reconstrói (TANNER, 2002).

2.4.1.4. Modelo Herschel-Bulkley

Este modelo pode ser visto como uma modificação do modelo de *Power-Law* onde se adicionou um terceiro parâmetro: a tensão limite de escoamento (τ_0). É conhecido como fluido de potência com limite de escoamento ou fluido de potência modificado, possuindo três parâmetros reológicos na equação do modelo. Pode-se dizer que o modelo de Herschel-

Bulkley é baseado no modelo de *Power-Law* e também no modelo de Bingham, pois além da tensão variar exponencialmente com o parâmetro n e ele apresenta uma tensão limite de escoamento como novo parâmetro. Sua equação constitutiva é escrita como:

$$\begin{aligned} \dot{\gamma} &= 0 & se & \tau \leq \tau_0 \\ \tau &= \tau_0 + k\dot{\gamma}^n & se & \tau > \tau_0 \end{aligned} \quad (2.8)$$

Quando τ_0 é excedido e n é diferente da unidade, o fluido escoar com uma relação não-linear entre a tensão e a taxa de cisalhamento. Este modelo é mais completo do que os anteriores, uma vez que a sua equação engloba três parâmetros, como visto, além do que, os modelos comentados anteriormente (Newton, *Power-Law* e Bingham), podem ser analisados como casos particulares deste. Quando $n=1$ tem-se o modelo de Bingham, quando $\tau_0 = 0$, tem-se o modelo de *Power-Law*, e quando ambas as situações acontecem tem-se o modelo de Newton.

Para regiões no escoamento em que as tensões são maiores do que τ_0 , o fluido de Herschel-Bulkley assume a viscosidade aparente dada por:

$$\eta = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + k\dot{\gamma}^{n-1} \quad se \quad \tau > \tau_0 \quad (2.9)$$

Juntamente com o modelo de Bingham, o modelo de Herschel-Bulkley é um modelo de fluido viscoplástico largamente empregado na indústria. Exemplos comuns de fluidos viscoplásticos (que exibem tensão limite de escoamento) incluem partículas em suspensão, emulsões, gêneros alimentícios, sangue, dispersões de argila com polímeros empregados amplamente na indústria de petróleo como fluidos de perfuração (MACHADO, 2002).

A Figura 2.10 mostra o comportamento da tensão cisalhante em função da taxa de deformação para fluidos newtonianos, pseudoplásticos, dilatantes e viscoplásticos.

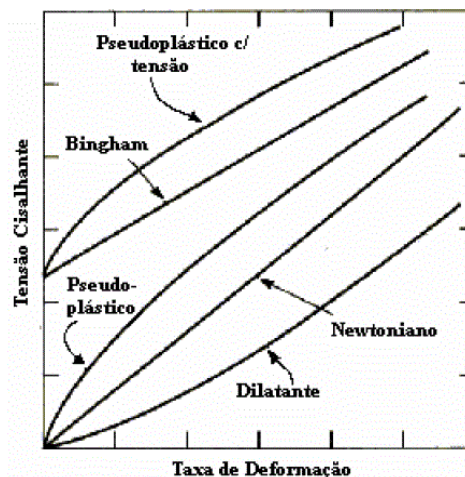


Figura 2.10 – Tipos de fluidos não-Newtonianos independentes do tempo (PEREIRA, 2006).

No Anexo D é apresentado um resumo da terminologia usada para a modelagem reológica, uma listagem com explicação do significado dos parâmetros dos modelos reológicos comentados anteriormente.

Vale a pena ressaltar que todos os modelos apresentados anteriormente descrevem a tensão em função apenas, da taxa de deformação. Em momento algum, o tempo ou a temperatura são variáveis destes modelos. Assim, eles servem apenas para escoamento estacionário e a uma temperatura fixa.

2.4.2. Tixotropia em Fluidos Dependentes do Tempo

Nenhum dos modelos citados no tópico anterior leva em conta o efeito do tempo sobre a relação entre a tensão cisalhante e a taxa de deformação. Geralmente, a maioria dos fluidos de perfuração contém argilas que exibem propriedades tixotrópicas. Os fluidos são ditos tixotrópicos quando formam um gel em condições estáticas e retomam a fluidez em condições dinâmicas. Se um sistema tixotrópico for deixado em repouso durante algum tempo, a viscosidade aparente aumentará devido à formação de uma estrutura mais organizada das partículas em suspensão que “imobiliza” o líquido entre as partículas. Se, a seguir, for submetido a um cisalhamento, a uma velocidade de agitação constante, a viscosidade aparente decrescerá com o tempo até atingir o equilíbrio entre a quebra e a reconstrução da estrutura organizada do fluido (LOPES, 2012).

Segundo DARLEY e GRAY (1988), o fenômeno de tixotropia foi originalmente definido por Freundlich, em 1935, como uma transformação isotérmica reversível de um sol coloidal para um gel. Para estes autores tixotropia não pode ser confundido com plasticidade; a viscosidade efetiva de um plástico de Bingham depende da taxa de deformação, pois a resistência total ao cisalhamento dos componentes estruturais é inversamente proporcional à taxa de deformação, enquanto que a viscosidade de um fluido tixotrópico depende do tempo de cisalhamento, além da taxa de deformação, pois a estrutura gel muda com o tempo, de acordo com o cisalhamento anterior. Por esta razão os fluidos tixotrópicos são chamados de “fluidos com memória” (MELO, 2008).

Segundo MACHADO (2002) os fluidos de perfuração são exemplos típicos de fluidos tixotrópicos. As dispersões aquosas de bentonita, utilizadas na perfuração de poços, são um exemplo deste tipo de fluido. Estas aumentam a tensão cisalhante quando são deixadas em repouso, dando lugar à formação de um gel. Porém, elas recuperam a sua fluidez, retornando

ao estado sol, quando sob condições dinâmicas, caracterizando a tixotropia como um fenômeno isotérmico e reversível, conforme ilustra o esquema da Figura 2.11.

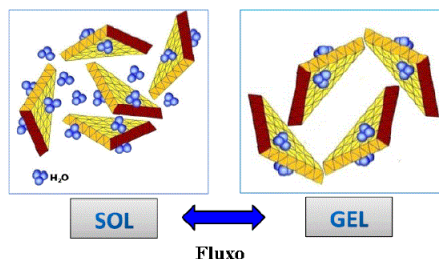


Figura 2.11 – Representação esquemática do fenômeno de tixotropia (AMORIM, 2007).

Um material exibe tixotropia se, quando é cisalhado a uma taxa de deformação constante, sua viscosidade aparente (ou tensão cisalhante correspondente) diminui com o tempo de cisalhamento. A tixotropia pode ser descrita em um gráfico através das curvas de escoamento: se a curva de escoamento é medida num único experimento no qual a taxa de deformação é uniformemente aumentada de zero até um valor máximo, e então uniformemente diminuída desta taxa até zero novamente, e os pontos (ou curvas) obtidos apresentarem caminhos diferentes. Quando o fluido é tixotrópico as duas curvas não são coincidentes e a área formada entre estas duas curvas pode ser usada como indicativo da magnitude desta propriedade chamada tixotropia, Figura 2.12. O fenômeno de não-sobreposição das curvas de fluxo é conhecido também como histerese, e quando a área entre as curvas é nula, ou seja, as curvas se mostram sobrepostas, é dito que o fluido não é tixotrópico (MELO, 2008).

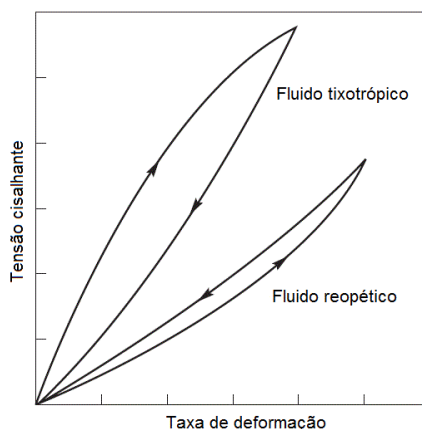


Figura 2.12 – Histerese em fluidos não-Newtonianos dependentes do tempo (CHHABRA e RICHARDSON, 2008).

2.5. Escoamento de Fluidos em Tubos e Analogia para o Escoamento Anular

O escoamento Poiseuille de fluidos em seções anulares é semelhante ao escoamento no interior de tubos. A determinação das perdas de carga no anular necessita, à semelhança do escoamento em tubos, de uma avaliação precisa do número de Reynolds e da viscosidade equivalente para fluidos não-Newtonianos. Portanto, a precisão nos cálculos e a definição das características e parâmetros de fluxo são de grande importância, pois a partir destes são determinados parâmetros relevantes para o bom andamento da perfuração de poços, tais como, densidade equivalente de circulação, razão de transporte de cascalhos, regime de fluxo, e estimativa de sobre-pressões devido a manobras e operações com a coluna (NETO, 2011).

Na literatura encontram-se diversos estudos sobre o escoamento de fluidos em dutos de seção circular, tanto para fluidos Newtonianos quanto para os de comportamento não-Newtonianos. Desta forma, a quantidade de informações sobre o fluxo de líquidos em tubos é alta e por isso é comum, para diversos autores, no estudo sobre o escoamento de fluidos em espaços anulares fazer a analogia com o deslocamento de fluidos em tubos. Para isto, utiliza-se o conceito do diâmetro hidráulico ‘ D_H ’, segundo a Equação (2.10).

$$D_H = 2(R_{ext} - R_{int}) \quad (2.10)$$

E assim o diâmetro hidráulico substitui o valor do diâmetro interno do tubo em aplicações como o uso do número de Reynolds, o comprimento de entrada, em critérios de transição de escoamento e, ainda, em informações referentes ao fator de atrito.

2.5.1. Número de Reynolds

Desde o pioneiro trabalho sobre escoamento de REYNOLDS (1884) até os dias de hoje que o conceito do adimensional, que relaciona as forças inerciais com as forças viscosas, é empregado. Sua aplicação consiste em uma referência direta ao regime de escoamento de um fluido. Numa única expressão considera-se a geometria do sistema ‘ D ’, a velocidade média do fluido ‘ v ’ e suas principais propriedades físicas (densidade e viscosidade). A Equação (2.11) representa a definição clássica do número de Reynolds para fluidos Newtonianos incompressíveis.

$$Re = \frac{\rho v D}{\mu} \quad (2.11)$$

No caso de fluidos não-Newtonianos o conceito do número de Reynolds se mantém, sendo a viscosidade dinâmica substituída pela viscosidade efetiva, e neste caso o número de Reynolds recebe o complemento de generalizado, como apresentado na Equação (2.12).

$$Re_G = \frac{\rho v D}{\mu_E} \quad (2.12)$$

A viscosidade efetiva é calculada como o auxílio de duas expressões, uma para o modelo de viscosidade em função da taxa de deformação e outra para a determinação de como o fluido é deformado durante o escoamento.

Pela ampla utilização do modelo reológico de “Power-Law” para fluxo em dutos circulares, representado pelos parâmetros ‘ k ’ e ‘ n ’, é comum o emprego do número de Reynolds de METZNER e REED (1955) definido pela Equação (2.13).

$$Re_{MR} = \frac{\rho \langle v \rangle^{2-n} D^n}{8^{n-1} k \left(\frac{3n+1}{4n} \right)^n} \quad (2.13)$$

A Tabela 2.2 mostra os números de Reynolds praticados no escoamento de fluidos usuais da indústria de petróleo.

Tabela 2.2 – Número de Reynolds crítico no escoamento dos fluidos (BARRA).

Número de Reynolds Crítico	Tipo de Fluxo	Tipo de Fluido
100	Tampão (<i>plug flow</i>)	Não-Newtoniano
2100	Laminar	Newtoniano
3000	Turbulento	Newtoniano
3000 – 8000	Turbulento	Não-Newtoniano

2.5.2. Regimes de Escoamento e Critérios de Transição

Um fluxo pode ser classificado como laminar ou turbulento, dependendo da velocidade do fluido, tamanho e forma do duto, massa específica e viscosidade do fluido. À medida que se aumenta a velocidade de fluxo de um fluido ele passa de laminar a turbulento. Todavia, existe uma certa faixa de transição entre os dois tipos de fluxo onde o movimento do fluido apresenta características tanto turbulentas quanto laminar. É de extrema importância saber qual dos dois regimes de fluxo está presente no sistema de interesse, posto que a performance do fluido depende disto [Norma API-RP13D, 2009].

Diz-se que um fluido está em regime laminar quando o escoamento é ordenado, ou seja, é caracterizado pelo movimento das partículas fluidas em camadas lisas, ou lâminas. No

turbulento as partículas fluidas rapidamente se misturam enquanto se movimentam ao longo do escoamento, devido a flutuações aleatórias no campo tridimensional de velocidades. Entre os dois regimes de escoamento está o regime de transição (BRAGA, 2009).

A mudança de escoamento laminar para turbulento é controlada pelo balanço entre as forças viscosas e forças inerciais presentes no escoamento. No escoamento do tipo laminar a força viscosa predomina enquanto no turbulento a força inercial é a predominante. Para fluidos Newtonianos, o balanço entre estas forças é caracterizado pelo valor do número de Reynolds. Com este conceito, se estabelece que para os fluidos Newtonianos escoarem em regime laminar em tubos de seção circular, o ‘ Re ’ deve ser menor que 2100, na faixa entre 2100 e 4000 se caracteriza o regime de transição e acima de 4000 o regime turbulento (FOX *et al.*, 2004). Para fluidos não-Newtonianos independentes do tempo não é tão simples definir os regimes de escoamento, pois o valor crítico do número de Reynolds vai depender do tipo e grau de comportamento não-Newtoniano (CHHABRA e RICHARDSON, 2008). Para calcular o número de Reynolds crítico, ‘ Re_c ’, são geralmente utilizadas correlações empíricas ou gráficos experimentais.

Como referência, pode-se citar talvez um dos primeiros trabalhos na tentativa de elucidar o critério de transição de escoamento de fluidos não-Newtonianos. HEDSTROM (1952) propôs a avaliação do escoamento de fluido com comportamento viscoplástico do tipo de Bingham em tubos. O autor destaca como critério de início da turbulência a intersecção das curvas do fator de atrito com as curvas dos adimensionais: número de Hedstrom (He) e o Índice de Plasticidade (PI), respectivamente representados pelas Equações (2.14) e (2.15).

$$He = \frac{\rho D^2 \tau_0^B}{\mu_B^2} \quad (2.14)$$

$$PI = \frac{\tau_0^B D^2}{\mu_B U} \quad (2.15)$$

RYAN e JONHSON (1959), com o objetivo de formular um critério mais geral para caracterizar os regimes de escoamento, desenvolveram a Equação (2.16) para fluidos não-Newtonianos do tipo *Power-Law*.

$$(Re_{MR})_C = \frac{6464n}{(3n+1)^2} (2+n)^{(2+n)/(1+n)} \quad (2.16)$$

De forma similar MISHRA e TRIPATHI (1971) propuseram uma constante de estabilidade, com base na razão entre a energia cinética média por unidade de volume de fluido e a tensão cisalhante na parede do tubo. Esta constante (Equação 2.17) é dependente do

número de Reynolds generalizado e, uma vez testada para fluidos Newtonianos escoando em dutos com $Re_{MR} = 2100$ e $\alpha' = 1$, pode ser quantificada em $x = 62,5$. A partir de então, assume-se este valor como válido também para fluidos não-Newtonianos, calculando-se o valor do número de Reynolds generalizado crítico pela Equação (2.18).

$$x = \frac{(Re_{MR})_c}{\alpha'} \quad (2.17)$$

$$(Re_{MR})_c = 2100 \frac{(4n+2)(5n+3)}{3(3n+1)^2} \quad (2.18)$$

As correlações de RYAN e JONHSON (1959) e MISHRA e TRIPATHI (1971), dependem apenas do índice de comportamento do modelo *Power-Law*, não contendo informação sobre a geometria do escoamento.

HANKS (1963) propôs o seguinte critério para fluidos plásticos de Bingham:

$$(Re_B)_c = \frac{He}{8\phi_c} \left(1 - \frac{4}{3}\phi_c + \frac{\phi_c^4}{3} \right) \quad (2.19)$$

$$\frac{\phi_c}{(1-\phi_c)^3} = \frac{He}{16800} \quad e \quad He = \frac{\rho D^2 \tau_0^B}{\mu_B^2} \quad (2.20)$$

onde para um dado diâmetro do tubo ' D ' e comportamento do fluido de Bingham (ρ, μ_B, τ_0^B) o número de Hedstrom será conhecido e o valor de ϕ_c calculado pela Equação (2.20), que permitirá o cálculo de $(Re_B)_c$ pela Equação (2.19).

Buscando determinar os regimes de escoamento em tubos circulares e em tubos concêntricos para fluidos não-Newtonianos do tipo Herschel-Bulkley, MAGLIONE (1995) apresenta um método, parametrizado em adimensionais, que visa prever por correlações o fim do regime laminar. As Equações (2.21) e (2.22) representam as propostas para tubos e anulares respectivamente.

$$G_M = \frac{k}{\tau_0} \left(\frac{3k+1}{k} \frac{2v_a}{D} \right) \quad (2.21)$$

$$G_M = \frac{k}{\tau_0} \left(\frac{4k+1}{k} \frac{4v_a}{D_E - D_I} \right) \quad (2.22)$$

Sendo que ' v_a ' representa a velocidade média do fluido e ' D ' o diâmetro interno para tubos circulares. Para a situação anular sem os efeitos da rotação, ' D_E ' corresponde ao diâmetro interno do tubo externo e ' D_I ' o diâmetro externo do tubo interno. O autor sugere

para o adimensional ‘ G_M ’ que os valores críticos de transição seriam de 2,8 para tubos e 14,7 para anulares.

SLATTER (1996) propôs um critério baseado no número de Reynolds modificado para delinear a condição de transição laminar-turbulento para fluidos modelados como Herschel-Bulkley. Sua proposta dizia que as forças inerciais e viscosas no fluido são determinadas somente pela parte do fluido que está sob cisalhamento, desta forma, a parte do fluxo que está presente no meio do tubo e não é cisalhada, é excluída.

$$Re_{mod} = \frac{8\rho V_{ann}^2}{\tau_0^H + k \left(\frac{8V_{ann}}{D_{shear}} \right)^n} \quad (2.23)$$

$$V_{ann} = \frac{Q - Q_{plug}}{\pi(R^2 - R_p^2)} \quad e \quad D_{shear} = 2(R - R_p) \quad (2.24)$$

$$R_p = R \left(\frac{\tau_0^H}{\tau_w} \right) \quad (2.25)$$

$$Q = \pi R^3 n \left(\frac{\tau_w}{k} \right)^{1/n} (1 - \phi)^{(n+1)/n} \left\{ \frac{(1 - \phi)^2}{3n + 1} + \frac{2\phi(1 - \phi)}{2n + 1} + \frac{\phi^2}{n + 1} \right\} \quad \text{sendo } \phi = \frac{\tau_0^H}{\tau_w} \quad (2.26)$$

$$Q_{plug} = \frac{\pi n R^3}{(n + 1)} \left(\frac{\tau_w}{k} \right)^{1/n} (1 - \phi)^{(n+1)/n} \quad \text{sendo } \phi = \frac{\tau_0^H}{\tau_w} \quad (2.27)$$

O escoamento deixa de ser laminar para Reynolds modificado igual a 2100. O cálculo da velocidade crítica correspondente a $Re_{mod} = 2100$ requer um procedimento iterativo. Para um dado diâmetro do tubo ‘ D ’ e reologia conhecida (ρ, m, n, τ_0^H) o valor da tensão cisalhante na parede do tubo (τ_w) é assumido permitindo o cálculo de R_p , Q e Q_{plug} através das Equações 2.25, 2.26 e 2.27, respectivamente. Assim, as variáveis V_{ann} e D_{shear} são conhecidas (Equação 2.24) e Re_{mod} pode ser calculado da Equação (2.23). O procedimento termina quando o valor da tensão cisalhante (τ_w) assumido leva a um $Re_{mod} = 2100$.

Ainda sobre o critério de transição de regimes de escoamento, pode-se destacar o estudo de GUCUYENER e MEHMETOGLU (1996) para fluidos psedoplásticos e viscoplásticos em anulares concêntricos, mas sem os efeitos da rotação do eixo interno. Além de uma revisão sobre trabalhos publicados na literatura abordando este tema, os autores apresentam resultados da influência dos parâmetros reológicos no critério de transição.

Outra forma de se calcular os limites dos regimes de escoamento é através de gráficos experimentais de diferença de pressão contra vazão volumétrica (SILVA, 1989), onde a mudança inclinação da reta gerada através dos pontos experimentais indica uma mudança no regime de escoamento conforme ilustra a Figura 2.13.

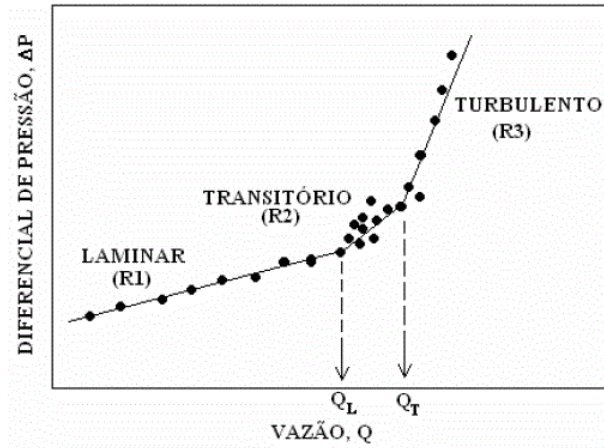


Figura 2.13 – Determinação experimental da vazão crítica do escoamento (SILVA, 1989).

Na Figura 2.13, Q_L é a vazão na qual o regime muda de laminar a transiente e Q_T é a vazão na qual o regime muda de transiente a turbulento, e através da vazão pode-se calcular o valor de Re_c .

2.5.3. Definições para o Fator de Atrito

A equação de Bernoulli modificada (Equação 2.28) representa o balanço de energia mecânica no escoamento isotérmico e estacionário de um fluido incompressível entre pontos 1 e 2 entre os quais não há fornecimento de energia (FOX *et al.*, 2004):

$$\frac{P_1}{\rho g} + \frac{v_1^2}{2g} + z_1 + H_f = \frac{P_2}{\rho g} + \frac{v_2^2}{2g} + z_2 + h_t \quad (2.28)$$

onde P_1 e P_2 representam as pressões nos pontos 1 e 2, v_1 e v_2 as velocidades nos pontos 1 e 2, z_1 e z_2 as alturas em relação ao eixo de coordenadas arbitrado, h_t é o somatório das perdas de carga ocasionadas entre os pontos citados, H_f é a carga fornecida ao sistema, g é a aceleração da gravidade e ρ é a densidade do fluido.

Utilizando a equação de Bernoulli para o caso de escoamento de fluido no interior de um tubo cilíndrico horizontal com seção transversal uniforme e sem fornecimento de carga, entre os pontos 1 e 2, origina a Equação (2.29):

$$\frac{P_1 - P_2}{\rho g} = h_t = h_d \quad (2.29)$$

O termo h_t é ocasionado devido à soma de dois tipos de perda de carga, a perda de carga distribuída h_d e a perda de carga localizada h_s . Considerando-se uma tubulação sem acidentes, tem-se somente a perda de carga distribuída h_d que é ocasionada pelo atrito do fluido ao longo de todo trecho reto (FOX *et al.*, 2004).

A perda de carga distribuída h_d pode ser calculada através da Equação (2.30), onde L é o comprimento da tubulação, D é o diâmetro do tubo, $\langle v \rangle$ é a velocidade média do fluido e f_d é um adimensional conhecido como fator de atrito de Darcy.

$$h_d = f_d \left(\frac{L}{D} \right) \frac{\langle v \rangle^2}{2g} \quad (2.30)$$

Igualando as Equações (2.29) e (2.30), tem-se a definição do conhecido fator de atrito de Darcy, segundo a Equação (2.31).

$$f_d = 2 \left(\frac{D}{L} \right) \frac{\Delta P}{\rho \langle v \rangle^2} \quad (2.31)$$

É comum também encontrar outra definição de fator de atrito, como a de Fanning (f_f) que se relaciona com Darcy na forma $f_d = 4 f_f$, Equação (2.32):

$$f_f = \frac{1}{2} \left(\frac{D}{L} \right) \frac{\Delta P}{\rho \langle v \rangle^2} \quad (2.32)$$

Logo, se a diferença de pressão e a velocidade média forem determinadas experimentalmente, o fator de atrito experimental poderá ser calculado utilizando a Equação (2.31) ou (2.32).

Há diversas correlações para o cálculo do fator de atrito, sendo que o mesmo depende do modelo reológico e do número de Reynolds. Para um fluido Newtoniano escoando em um tubo no regime laminar, o fator de atrito de Fanning pode ser calculado através da Equação (2.33).

$$f_f = \frac{16}{Re} \quad (2.33)$$

Para um fluido não-Newtoniano escoando em um tubo no regime laminar, o fator de atrito depende do número de Reynolds generalizado estabelecido para cada modelo reológico.

A determinação do fator de atrito pelo modelo *Power-Law* é feita através da Equação (2.34). Muito parecida graficamente com a equação utilizada para escoamento laminar,

diferencia-se unicamente pelo número de Reynolds. O Re_{MR} é função do diâmetro do tubo D , velocidade média do escoamento $\langle v \rangle$, massa específica do fluido ρ e dos parâmetros reológicos k e n .

$$f_f = \frac{16}{Re_{MR}} \quad e \quad Re_{MR} = \frac{D \langle v \rangle \rho}{k \left(\frac{8 \langle v \rangle}{D} \right)^{n-1} \left(\frac{3n+1}{4n} \right)^n} = \frac{\rho \langle v \rangle^{2-n} D^n}{8^{n-1} k \left(\frac{3n+1}{4n} \right)^n} \quad (2.34)$$

Para o modelo reológico de Bingham, a correlação do fator de atrito, Equação (2.35), além de ser função do número de Reynolds do modelo é também função do número de Hedstrom, He_B e dela mesma. O Re_B é função do diâmetro do tubo D , velocidade média do escoamento $\langle v \rangle$, massa específica do fluido ρ e viscosidade plástica (μ_p). O número de Hedstrom é o adimensional que leva em consideração o limite de escoamento do fluido (τ_0).

$$f_f = \frac{16}{Re_B} \left[1 + \frac{He_B}{6 Re_B} - \frac{He_B^4}{3 f_f^3 Re_B^7} \right] \quad e \quad Re_B = \frac{D \langle v \rangle \rho}{\mu_p} \quad e \quad He_B = \frac{\rho D^2 \tau_0^B}{\mu_p^2} \quad (2.35)$$

Com maior complexidade, a correlação do fator de atrito para o modelo reológico de Herschel-Bulkley, Equação (2.36), é função dos adimensionais He_{HB} e Re_{HB} e do parâmetro de tensão na parede τ_w . Re_{HB} é calculado a partir do diâmetro do tubo D , densidade do fluido ρ , velocidade média do escoamento $\langle v \rangle$ e dos parâmetros reológicos k e n . O He_{HB} é obtido a partir do limite de escoamento do fluido (τ_0). O parâmetro τ_w é função do limite de escoamento (τ_0), dos adimensionais He e Re e do próprio fator de atrito.

$$f_f = \frac{2 He_{HB}}{Re_{HB}^2} + \frac{16}{Re_{HB}} \left[\left(1 - \frac{\tau_0}{\tau_w} \right)^3 + \frac{2(3n_{HB}+1)}{(2n_{HB}+1)} \left(\frac{\tau_0}{\tau_w} \right) \left(1 - \frac{\tau_0}{\tau_w} \right)^2 + \frac{(3n_{HB}+1)}{(n_{HB}+1)} \left(\frac{\tau_0}{\tau_w} \right)^2 \left(1 - \frac{\tau_0}{\tau_w} \right) \right]^{-n_{HB}}$$

$$Re_{HB} = \frac{8 D^{n_{HB}} \langle v \rangle^{2-n_{HB}} \rho}{k_{HB} [2(3n_{HB}+1)/n_{HB}]^{n_{HB}}} \quad (2.36)$$

$$He_{HB} = Re_{HB}^2 \frac{\tau_0}{\rho \langle v \rangle^2} \quad e \quad \frac{\tau_0}{\tau_w} = 2 \frac{He_{HB}}{f_f Re_{HB}^2}$$

A relação entre o fator de atrito de Fanning versus Reynolds generalizado ($f_f \times Re_G$) para um fluido pseudoplástico é mostrada na Figura 2.14, que se baseia nos resultados

experimentais de DODGE e METZNER (1959). Um aspecto importante a destacar nesta figura é a identificação dos dois diferentes regimes de escoamento: há uma descontinuidade para Re_G igual a 2100. Na primeira região, a curva contínua corresponde ao regime laminar e a segunda região ao regime turbulento.

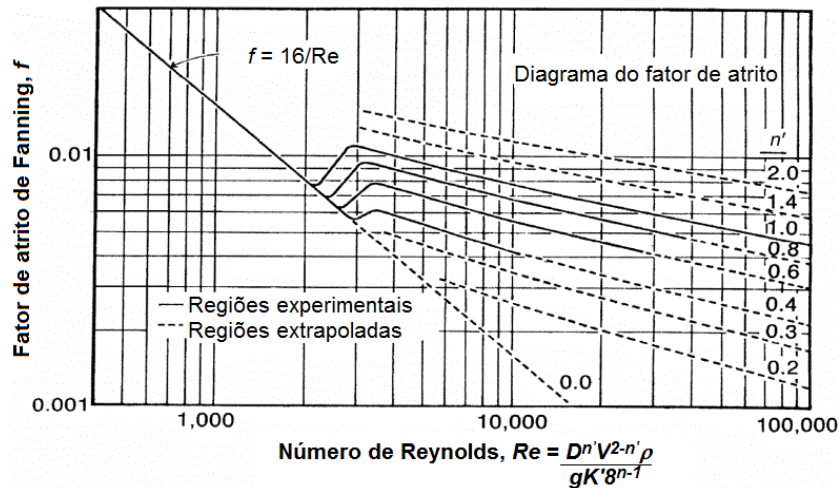


Figura 2.14 – Fator de atrito de Fanning versus Reynolds generalizado para um fluido pseudoplástico (DODGE e METZNER, 1959).

2.5.4. Número de Taylor

Outro número adimensional bastante utilizado é o número de Taylor, que leva em consideração a rotação do cilindro interno. A Equação (2.37) representa a definição do número de Taylor para um anular concêntrico.

$$Ta = \left(\frac{\rho \omega}{\mu} \right)^2 R_{int} (R_{ext} - R_{int})^3 \quad (2.37)$$

2.5.5. Conceito de Escoamento Plenamente Desenvolvido

À medida que um fluido entra no interior de um tubo haverá aderência do fluido às paredes do tubo, condição de *não deslizamento*, e uma camada limite se forma na superfície interna do duto, delimitando a região na qual os efeitos das forças viscosas são mais relevantes. Fora desta região o fluxo principal tem escoamento potencial, ou seja, os efeitos viscosos são negligenciáveis. Em algum ponto ao longo do eixo axial a camada limite ocupa toda a área da seção transversal (MOHANTY e ASTHANA, 1978). Somente a partir deste

ponto, o perfil de velocidade do fluido não apresenta mais variações significativas ao longo do seu escoamento (formação assintótica), que passa a ser considerado completamente estabelecido. Esta distância, contada a partir da entrada do duto, é denominada de comprimento de entrada ' L_E '. A Figura 2.15 apresenta esquematicamente o perfil de velocidade axial do fluido na evolução da camada limite até atingir a região de escoamento plenamente estabelecido.

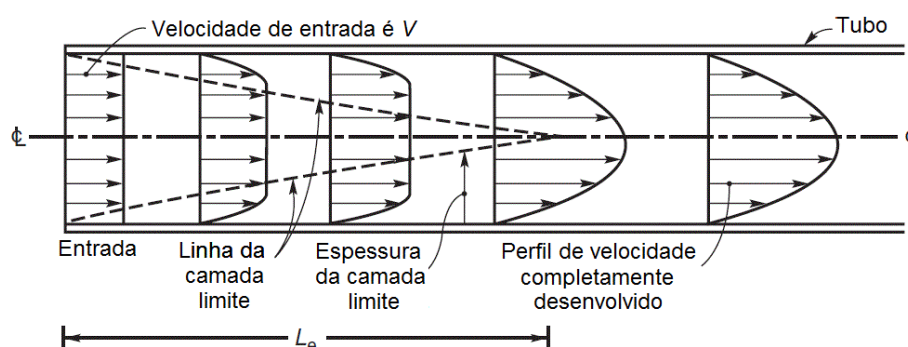


Figura 2.15 – Evolução do perfil de velocidade axial em função do comprimento de entrada (CHHABRA e RICHARDSON, 2008).

2.6. Estimativa de Queda de Pressão e Perfis de Velocidade em Canais Anulares

FORDHAM *et al.* (1991) destacam que podem ser encontrados dois tipos de problemas a depender de qual variável é conhecida, os problemas diretos e inversos. Os primeiros se referem aos casos em que se conhece a queda de pressão e deseja-se conhecer a vazão e perfis de velocidades nos anulares. No segundo tipo de problema a vazão é conhecida e precisa-se estimar a queda de pressão e os perfis de velocidade. Enquanto os problemas diretos podem ser resolvidos diretamente, os problemas inversos são iterativos apresentando um maior nível de dificuldade, já que necessitam da estimativa da posição das duas superfícies *yield* (tensão limite de escoamento) que delimitam a região de escoamento *plug flow* no anular, que geralmente existe para fluidos viscoplásticos. Nesse tipo de escoamento (*plug flow* ou tampão), existe deslocamento relativo próximo às paredes do recipiente, mas a região central do fluido se move como se fosse um corpo sólido, sem apresentar deslocamento relativo no centro.

A Figura 2.16 mostra os perfis de velocidade e tensão esperados no escoamento de fluido viscoplástico em um anular concêntrico. Obviamente para que haja escoamento o gradiente de pressão axial imposto deve ser suficiente para que as tensões cisalhantes nas

paredes ultrapassem a tensão limite de escoamento (*yield stress*), e enquanto o fluido se move nem toda a seção transversal apresenta valores de tensão superiores a τ_0 , dessa forma, na posição radial onde $\tau \leq \tau_0$ haverá uma região de fluxo empistonado (*plug flow*) limitada por duas superfícies *yield*, onde o fluido se move como se fosse um bloco sólido ($\dot{\gamma} = 0$).

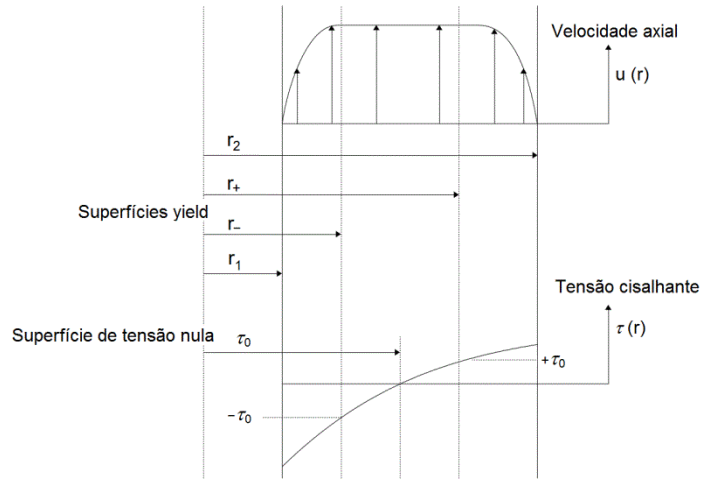


Figura 2.16 – Escoamento em um anular concêntrico (FORDHAM *et al.*, 1991).

Uma forma mais simples de se abordar o problema de escoamento em espaços anulares é fazer a aproximação de placas paralelas ou fendas planas (*slot*). A Figura 2.17 mostra os perfis de velocidade e tensão esperados no escoamento de fluido viscoplástico em um *slot*. Um *slot* seria um caso limite, uma aproximação em que se negligencia a curvatura de um anular concêntrico muito estreito, que apresenta um pequeno *gap* ou grande razão entre os diâmetros interno e externo do anular, R_i/R_o (*radius ratio*).

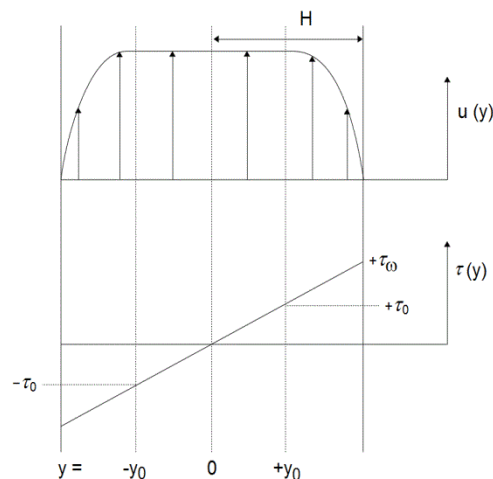


Figura 2.17 – Escoamento em um *slot* (FORDHAM *et al.*, 1991).

Para anulares estreitos (pequeno *gap* ou alto *radius ratio*) a modelagem utilizando a aproximação de placas paralelas (*slot*) é bastante pertinente fornecendo excelentes previsões tanto para a queda de pressão quanto para o perfil de velocidade axial (Figura 2.18). Para anulares mais largos, entretanto, a aproximação de fluxo *slot* não é adequada para o cálculo de perfis de velocidade ou parâmetros derivados dela, como, por exemplo, taxa de deformação e tensão cisalhante (Figura 2.19). Para estes casos a aproximação de fluxo *slot* fornece boas previsões somente para a queda de pressão.

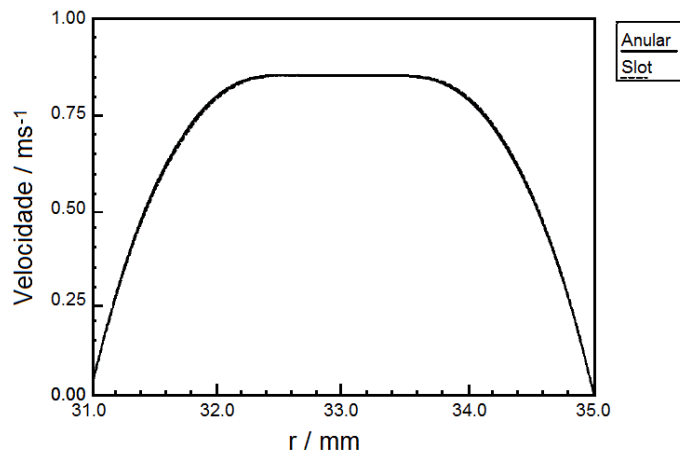


Figura 2.18 – Perfil de velocidade axial para um anular muito estreito e um *slot*. Parâmetros do modelo reológico do fluido: $\tau_0 = 10$ Pa; $n = 0,65$; $k = 0,3$ Pasⁿ. Vazão de 2 m³/h. Gradiente de pressão calculado de 21721 e 21725 Pa.m⁻¹ (FORDHAM *et al.*, 1991).

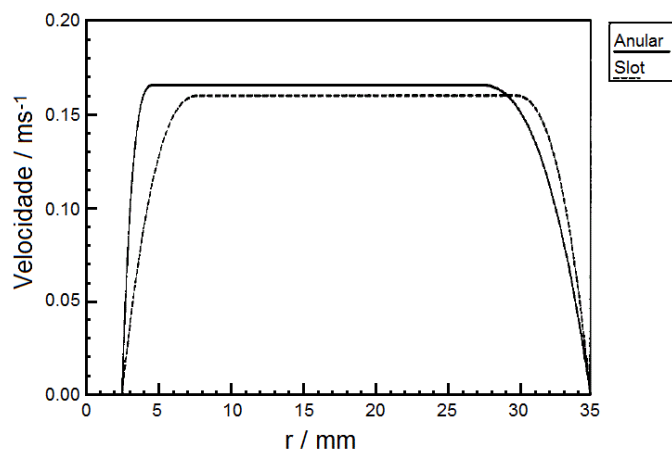


Figura 2.19 – Perfil de velocidade axial para um anular largo e um *slot*. Parâmetros do modelo reológico do fluido: $\tau_0 = 10$ Pa; $n = 0,65$; $k = 0,3$ Pasⁿ. Vazão de 2 m³/h. Gradiente de pressão calculado de 888 Pa.m⁻¹ para o anular e 921 Pa.m⁻¹ para o *slot*. Taxa de deformação de 260 s⁻¹ para o anular e 53 s⁻¹ para o *slot* (FORDHAM *et al.*, 1991).

A seguir é apresentado um método completo, consistente e integrado que combina equações analíticas, semi-analíticas e empíricas que pode ser usado para a previsão da queda de pressão no escoamento de fluidos não-Newtonianos do tipo Herschel-Bulkley em anulares concêntricos, utilizando a aproximação de placas paralelas, *slot* (Figura 2.20). Este método foi descrito detalhadamente por KELESSIDIS *et al.* (2006). A abordagem *slot* tem sido comumente usada nos cálculos de hidráulica de perfuração, particularmente para fluxos em anulares concêntricos de grandes razões de diâmetros, normalmente maior do que 0,3 (FORDHAM *et al.*, 1991; BOURGOYNE *et al.*, 1991).

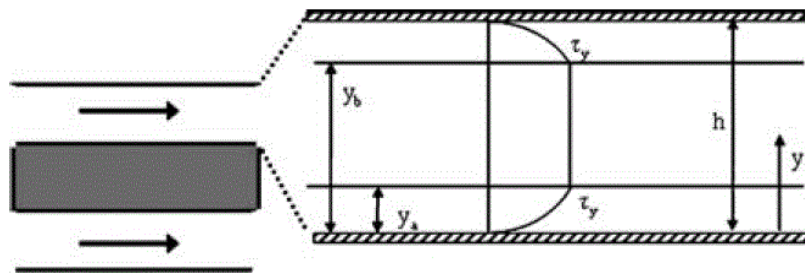


Figura 2.20 – Escoamento de um fluido Herschel-Bulkley em um anular concêntrico representado como um *slot* (FOUNARGIOTAKIS *et al.*, 2008).

A vazão pode ser estimada diretamente em termos da queda de pressão e parâmetros geométricos do anular e do modelo do fluido Herschel-Bulkley para fluxo laminar, usando a Equação (2.38) (FORDHAM *et al.*, 1991; KELESSIDIS *et al.*, 2006):

$$q = \frac{\pi(R_E^2 - R_I^2)(R_E - R_I)^{1+1/n} \left(\frac{1}{k} \left(\frac{dP}{dL} \right) \right)^{1/n}}{2^{1/n} \left(\frac{1}{n} + 1 \right) \left(\frac{2}{n} + 4 \right)} \left(1 - \left(\frac{\tau_y}{\frac{(R_E - R_I)}{2} \left(\frac{dP}{dL} \right)} \right) \right)^{1+1/n} \times$$

$$\times \left(\frac{\tau_y}{\frac{(R_E - R_I)}{2} \left(\frac{dP}{dL} \right)} + \frac{1}{n} + 1 \right) \quad (2.38)$$

O fluxo no regime laminar é passível de solução analítica, mas para fluxo nos regimes de transição e turbulento equações empíricas devem ser utilizadas. Fazendo uso dos parâmetros de *Power-Law* locais segundo METZNER e REED (1955), e das equações para escoamento em anular modelado como um *slot* desenvolvidas por RABINOWITCH (1929) tem-se a Equação (2.39) a seguir:

$$\dot{\gamma}_{Nw} = \frac{12V}{(d_o - d_i)} \quad (2.39)$$

A Equação (2.40) mostra que a tensão cisalhante na parede, τ_w , depende somente da taxa de deformação Newtoniana na parede, $\dot{\gamma}_{Nw}$. Os parâmetros Power-Law locais (K', n') são então definidos por:

$$\tau_w = K' (\dot{\gamma}_{Nw})^{n'} \quad (2.40)$$

A taxa de deformação não-Newtoniana na parede, $\dot{\gamma}_w$, é relacionada com a taxa de deformação Newtoniana na parede, $\dot{\gamma}_{Nw}$, por:

$$\dot{\gamma}_w = \frac{2n' + 1}{3n'} \dot{\gamma}_{Nw} \quad (2.41)$$

Desta forma o número de Reynolds generalizado para o fluxo de fluido Herschel-Bulkley em anular, substituindo a viscosidade efetiva ($\mu_e = \tau/\dot{\gamma}_w$), será:

$$Re_{MR} = \frac{\rho V (d_o - d_i)}{\mu_e} = \frac{\rho V^{2-n'} (d_o - d_i)^{n'}}{K' (12)^{n'-1}} \quad (2.42)$$

A relação entre os parâmetros Power-Law locais (n') e (K') e os parâmetros de Herschel-Bulkley podem ser derivados combinando a solução para o escoamento laminar com a definição de fluido Power-Law:

$$n' = \frac{n \left(1 - \frac{\tau_y}{\tau_w} \right) \left(n \frac{\tau_y}{\tau_w} + n + 1 \right)}{1 + n + 2n \frac{\tau_y}{\tau_w} + 2n^2 \left(\frac{\tau_y}{\tau_w} \right)^2} \quad (2.43)$$

$$K' = \frac{\tau_y + K \left(\left(2n' + \frac{1}{3n'} \right) \dot{\gamma}_{Nw} \right)^n}{(\dot{\gamma}_{Nw})^{n'}} \quad (2.44)$$

As Equações 2.43 e 2.44 definem os parâmetros de Power-Law generalizados para fluidos do tipo Herschel-Bulkley escoando em um anular modelado como um slot, e são função dos parâmetros reológicos Herschel-Bulkley, τ_y , K , n , e das situações de fluxo particular, através de τ_w .

O fator de atrito, f , pode ser estimado ajustando-se a equação de escoamento em tubo, proposta por DODGE e METZNER (1959), para escoamento em um anular:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = \frac{4}{(n')^{0,75}} \log \left[Re_{MR} f^{1-n'/2} \right] - \frac{0,395}{(n')^{1,2}} \quad (2.45)$$

A queda de pressão pode ser então calculada da expressão para o fator de atrito de Fanning (2.46) ou também diretamente da Equação (2.47):

$$\frac{dP}{dL} = \frac{2f\rho V^2}{d_o - d_i} \quad (2.46)$$

$$\frac{dP}{dL} = \frac{4\tau_w}{d_o - d_i} \quad (2.47)$$

A região de transição é definida para a faixa de números de Reynolds situados entre o começo da transição, Re_1 , e o final da transição, Re_2 . GUILLOT (1990) sugeriu que estes limites fossem obtidos dos gráficos de DODGE e METZNER (1959):

$$Re_1 = 3250 - 1150(n') \quad (2.48)$$

$$Re_2 = 4150 - 1150(n') \quad (2.49)$$

O fator de atrito para a região de transição, f_{tr} , é estimado em um número de Reynolds particular, Re_{MR} , com interpolação linear entre o fator de atrito laminar em Re_1 , f_{l1} , e o fator de atrito turbulento, f_{t2} , em Re_2 . Lembrando que o fator de atrito laminar é calculado da Equação (2.50), e o turbulento da Equação (2.45) aplicando $Re_{MR} = Re_2$.

$$f_{l1} = \frac{24}{Re_1} \quad (2.50)$$

Assim o fator de atrito transicional pode ser estimado como:

$$f_{tr} = f_{l1} + \frac{(Re_{MR} - Re_1) \times (f_{t2} - f_{l1})}{(Re_2 - Re_1)} \quad (2.51)$$

Assim, o cálculo da queda de pressão utilizando a vazão como dado de entrada requer solução iterativa. De outra forma, a derivação da vazão utilizando a queda de pressão, apesar de fornecer uma solução direta para o fluxo laminar, ainda requer iteração porque o regime do fluxo laminar, transicional ou turbulento não é conhecido a priori.

Toda a metodologia descrita acima é válida para anulares concêntricos, desta forma, para anulares excêntricos devem ser utilizadas correlações. Dentre as poucas correlações recomendadas pela norma API 13D (*Recommended practice on the rheology and hydraulics of oil-well drilling fluids*), encontram-se as correlações propostas por HACIISLAMOGLU e LANGLINAIS (1990) e HACIISLAMOGLU e CARTALOS (1994), que fornecem correções para as estimativas de fluxo em anulares concêntricos permitindo a obtenção de dados para

anulares excêntricos em função da excentricidade, razão de diâmetros do anular e índice de comportamento de fluxo (n) derivado para fluidos que seguem o comportamento reológico *Power-Law*. A correlação proposta para regime laminar é apresentada na Equação (2.52):

$$C_l = 1 - 0,072 \left(\frac{E}{n} \right) \left(\frac{d_i}{d_o} \right)^{0,8454} - \frac{3}{2} \left(E^2 \sqrt{n} \right) \left(\frac{d_i}{d_o} \right)^{0,1852} + 0,96 E^3 \sqrt{n} \left(\frac{d_i}{d_o} \right)^{0,2527} \quad (2.52)$$

Enquanto que para regime turbulento é:

$$C_t = 1 - 0,048 \left(\frac{E}{n} \right) \left(\frac{d_i}{d_o} \right)^{0,8454} - \frac{2}{3} \left(E^2 \sqrt{n} \right) \left(\frac{d_i}{d_o} \right)^{0,1852} + 0,285 E^3 \sqrt{n} \left(\frac{d_i}{d_o} \right)^{0,2527} \quad (2.53)$$

O coeficiente de correção para regime laminar ($i = l$) ou turbulento ($i = t$) é dado por:

$$C_i = \frac{(\Delta P / \Delta L)_{ei}}{(\Delta P / \Delta L)_{ci}} \quad (2.54)$$

na qual $(\Delta P / \Delta L)_e$ é a queda de pressão para o anular excêntrico e $(\Delta P / \Delta L)_c$ é a queda de pressão para o anular concêntrico.

2.7. Influência da Excentricidade e Rotação sobre a Queda de Pressão e Perfis de Velocidade em Canais Anulares

NOURI e WHITELAW (1997) mediram experimentalmente quedas de pressão de fluidos Newtoniano e não-Newtoniano em um anular excêntrico ($E = 0,5$) nos regimes laminar e turbulento. As medidas de pressão axiais foram apresentadas na forma de um coeficiente de atrito superficial (C_f) que pode ser utilizado para se avaliar a influência da rotação sobre a queda de pressão. Para fluidos Newtonianos e não-Newtonianos, a queda de pressão aumentou com a rotação do cilindro interno, somente para menores números de Reynolds.

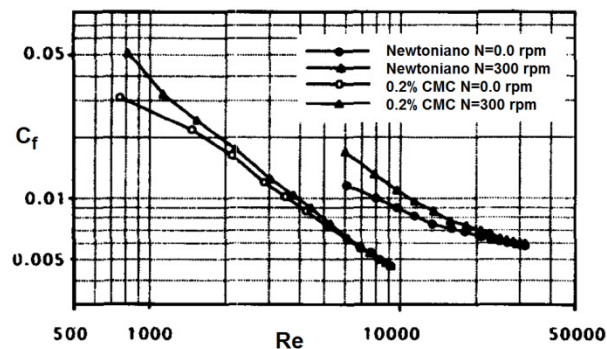


Figura 2.21 – Coeficiente de atrito superficial de fluidos Newtonianos e não-Newtonianos em função do número de Reynolds (NOURI e WHITELAW, 1997).

MEURIC *et al.* (1998) apresentaram resultados de simulações numéricas para o fluxo de fluidos *Power-Law* em anulares excêntricos com rotação do cilindro interno. Em seus cálculos a queda de pressão era um dado de entrada e a vazão era a resposta. Para um fluido Newtoniano ($n = 1$) os autores observaram o aumento da vazão com a excentricidade e a redução da vazão com a rotação. Para fluido pseudoplástico ($n = 0,7$), da mesma forma, a vazão decresceu com a rotação do cilindro interno e aumentou com a excentricidade.

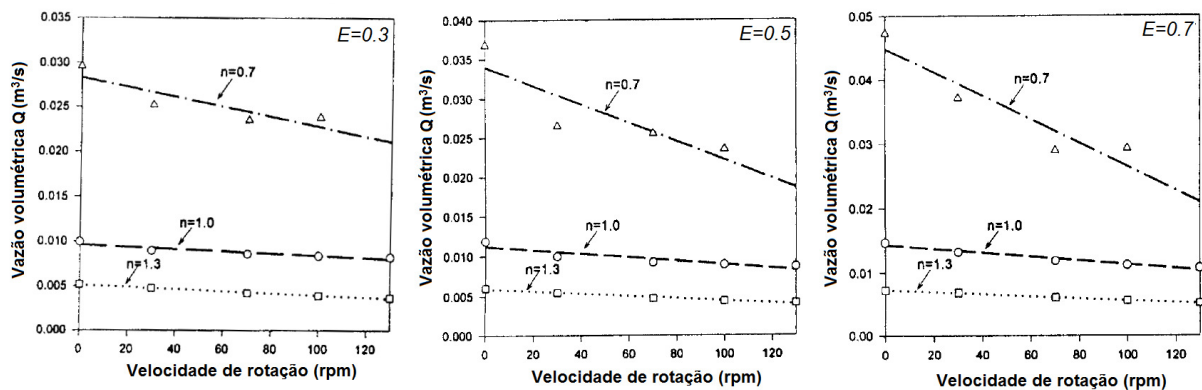


Figura 2.22 – Efeito da mudança do expoente *Power-Law* do fluido e da rotação do cilindro interno sobre a vazão em anulares de diferentes excentricidades (MEURIC *et al.*, 1998).

ESCUДИER *et al.* (2000) estudando o escoamento de fluidos Newtonianos em canais anulares mostraram que a excentricidade produz uma redução no fator de atrito ou na queda de pressão através do anular. O efeito da rotação do cilindro interno (representado pelo número adimensional de Taylor) sobre a queda de pressão, nos casos estudados pelos autores, foi um aumento desta resposta com o incremento da rotação. Para casos com altas excentricidades e altas rotações, os autores reportam um comportamento inesperado: houve um aumento da queda de pressão com a excentricidade por um efeito combinado dessas duas variáveis excentricidade e rotação, Figura 2.23. Segundo os autores, para fluxo completamente desenvolvido, o movimento radial/tangencial é desacoplado da componente axial da velocidade. Entretanto, a componente axial da velocidade é diretamente afetada pelo campo de velocidade radial/tangencial, pois a rotação influencia fortemente a distribuição de velocidade axial e leva um máximo quando altas rotações estão associadas com altas excentricidades.

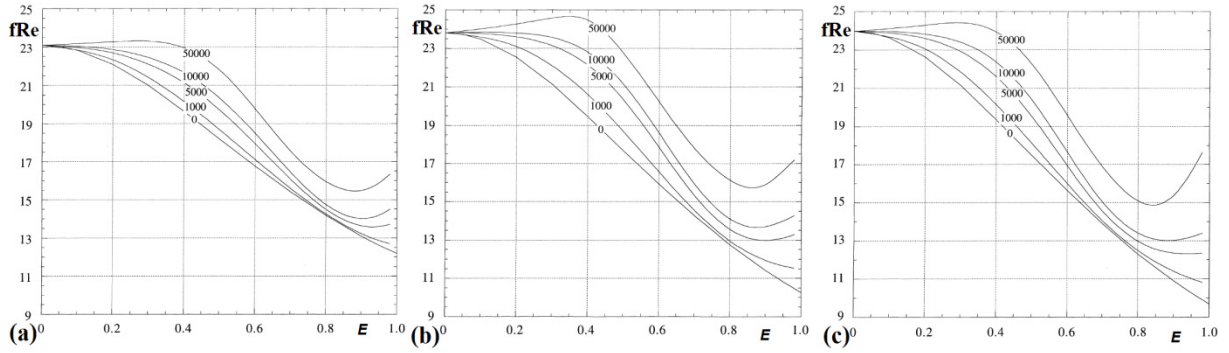


Figura 2.23 – Variação do produto $f.Re$ com a excentricidade para vários números de Taylor e razões de diâmetros: (a) $\kappa = 0,2$; (b) $\kappa = 0,5$ e (c) $\kappa = 0,8$ (ESCUDIER *et al.*, 2000).

ESCUDIER *et al.* (2002a) apresentaram resultados de cálculos de fluxo de fluidos do tipo *Power-Law* em canais anulares. A Figura 2.24 apresenta os resultados de queda de pressão calculados para um fluido com parâmetros $n_{PL} = 0,5$ e $K_{PL} = 0,1 \text{ Pa.s}^{n_{PL}}$, sob diversas rotações e excentricidades (0 – 0,75) usando velocidade axial *bulk* de 0,1 e 0,2 m/s, e também os resultados para um fluido com parâmetros $n_{PL} = 0,8$ e $K_{PL} = 0,1 \text{ Pa.s}^{n_{PL}}$, para diversas excentricidades (0 – 0,7) usando velocidade axial *bulk* de 0,1185 m/s.

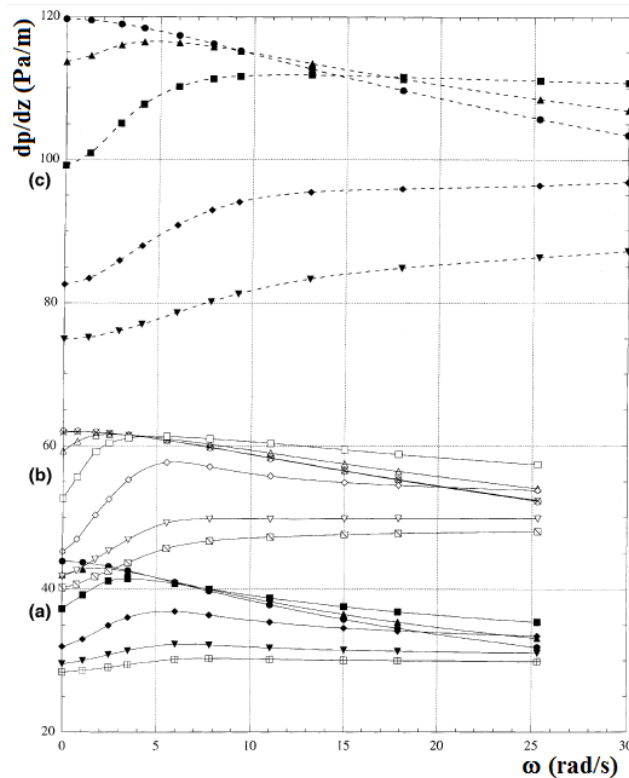


Figura 2.24 – Gradiente de pressão axial versus rotação do cilindro interno em anular com $R_I = 25,4 \text{ mm}$ e $R_E = 50,8 \text{ mm}$ para diversas excentricidades: (a) $U = 0,1 \text{ m/s}$, $n_{PL} = 0,5$; (b) $U = 0,2 \text{ m/s}$, $n_{PL} = 0,5$ e (c) $U = 0,12 \text{ m/s}$, $n_{PL} = 0,8$ (ESCUDIER *et al.*, 2002a).

Observando os resultados, nota-se que para anulares concêntricos a queda de pressão sempre cai com a rotação, já para os casos excêntricos existe um efeito combinado da rotação com a excentricidade que pode levar a um aumento ou redução dos valores de queda de pressão obtidos.

KELESSIDIS *et al.* (2011) estudaram experimentalmente o escoamento de fluidos não-Newtonianos (soluções de bentonita em água) e Newtonianos (água) escoando nos regimes laminar, transicional e turbulento em anulares concêntrico e excêntrico (100%), e obtiveram dados de queda de pressão. Apesar das condições de vazão e os fluidos não serem exatamente idênticos em ambos experimentos realizados em anulares concêntrico e excêntrico, a comparação dos resultados mostrou que havia uma redução da queda de pressão ocasionada pela excentricidade, que era mais evidenciada para fluidos não-Newtonianos (Figura 2.26) do que para fluidos Newtonianos (Figura 2.25).

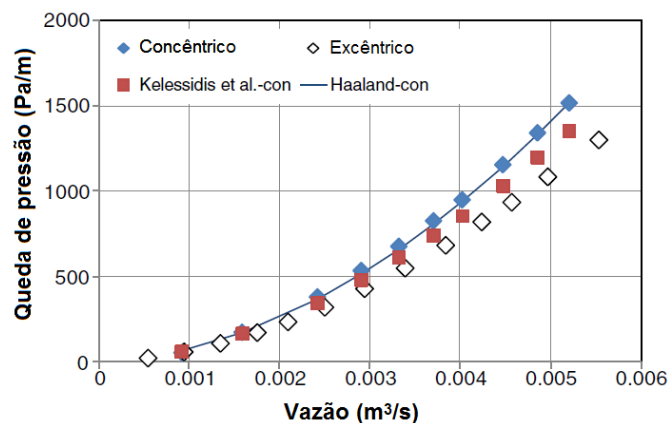


Figura 2.25 – Dados de queda de pressão em função da vazão usando fluido Newtoniano (água) em anular concêntrico e 100% excêntrico (KELESSIDIS *et al.*, 2011).

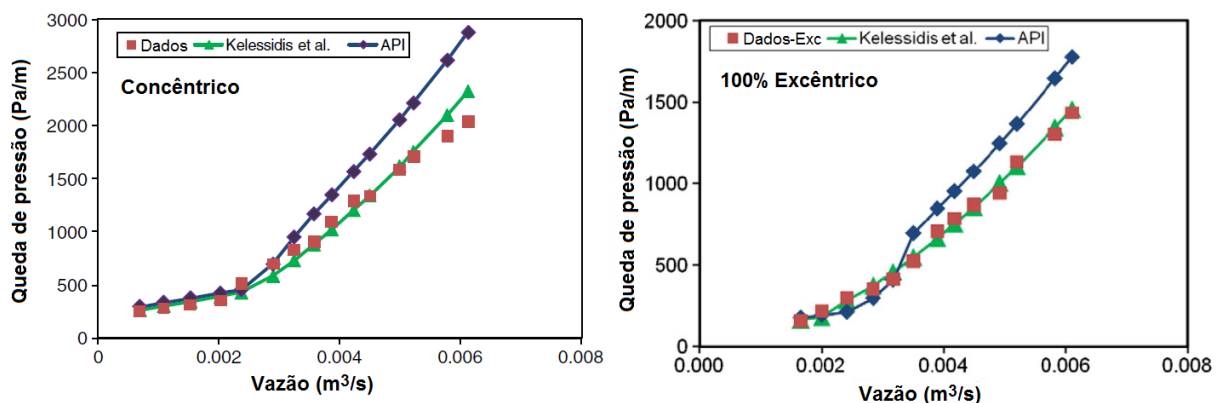


Figura 2.26 – Dados de queda de pressão em função da vazão usando fluido não-Newtoniano (solução de bentonita) em anular concêntrico e 100% excêntrico (KELESSIDIS *et al.*, 2011).

2.8. Revisão de Trabalhos da Literatura

São encontrados na literatura diversos trabalhos que tratam de forma teórica, numérica ou experimental do escoamento de fluidos Newtonianos/Não-Newtonianos através de tubos e canais anulares. Tais escoamentos podem ser originados da movimentação de uma parede (Escoamento de Couette), de um diferencial de pressão imposto (Escoamento de Poiseuille) ou de uma combinação dos dois: Escoamentos de Couette e de Poiseuille ou helicoidais.

Nesta tese são referenciados artigos que lidam com escoamento num anular concêntrico e sem rotação do tubo interno. Com vistas a aplicação na operação de perfuração, onde o movimento do tubo interno é uma característica inerente do processo, são referenciados artigos que lidam com o escoamento num anular concêntrico com rotação do cilindro interno (fluxo espiral ou helicoidal). Desde que, uma outra complicação que ocorre no projeto da operação de perfuração de poços, é que a coluna se encontra desviada do centro do poço, isto é, apresenta uma configuração excêntrica, são também referenciados trabalhos que lidam com o escoamento em anulares excêntricos sem rotação do tubo interno e trabalhos que lidam com escoamentos em anulares excêntricos com rotação do cilindro interno. Especificamente na perfuração direcional, pode ocorrer uma outra dificuldade que é o acúmulo de sólidos no fundo do poço formando um leito de cascalhos sedimentado que obstrui parcialmente o escoamento. É desejável também se estudar este processo a fim de se verificar as condições que garantam um bom carregamento dos cascalhos. Para este caso citado por último, a literatura é bastante escassa, e por isso será abordado nesta tese.

Um dos primeiros trabalhos dedicados ao escoamento de fluidos não-Newtonianos em tubos de seção anular é o de BIRD e FREDRICKSON (1958). Nesse trabalho pode ser encontrada uma solução analítica para o escoamento axial completamente desenvolvido em anulares concêntricos utilizando os modelos *Power-Law* e Bingham. Foram apresentadas expressões para o cálculo da perda de carga, além de alguns exemplos de aplicação na indústria do petróleo.

UNER *et al.* (1988) apresentam uma solução aproximada para predizer a relação vazão volumétrica e queda de pressão para fluxo laminar permanente de fluidos não-Newtonianos em anulares excêntricos modelados como fendas de alturas variáveis. Na teoria da lubrificação o método é baseado na hipótese de uma folga de comprimento variável e as regiões anulares são aproximadas ao modelo de placas paralelas. Essa abordagem permite a obtenção de solução analítica para o problema.

FORDHAM *et al.* (1991) apresentaram um algoritmo robusto para estimativa da queda de pressão e perfil de velocidade axial no fluxo laminar, completamente desenvolvido, de fluidos viscoplásticos em anulares concêntricos, *slots* (anulares muito estreitos) e tubos. Foram considerados os modelos reológicos de Casson, Herschel-Bulkley e Robertson-Stiff. O modelo apresentado pelos autores calcula as respostas em função da vazão ao invés da queda de pressão como comumente é encontrado na literatura. Um procedimento experimental utilizando um fluido de base aquosa com 0,5% de GX foi realizado, e os resultados foram comparados com os previstos pelo modelo proposto mostrando boa concordância. O anular concêntrico usado nos experimentos apresentava 3 m de comprimento e *gap* de 5 mm. Os resultados mostraram que o gradiente de pressão calculado nos canais são praticamente independentes da geometria (anular ou *slot*), porém sensíveis aos parâmetros reológicos do fluido, com destaque para τ_0 . Os autores apresentam perfis de velocidade para anulares concêntricos calculados para diversas razões de diâmetros, mostrando que a previsão dos perfis usando modelagem com a aproximação de placas paralelas (*slot*) só fornece boas previsões quando o anular é estreito: apresenta pequeno *gap* ou alta razão de diâmetros.

BITTLESTON e HASSAGER (1992) abordaram o escoamento helicoidal de fluidos viscoplásticos de Bingham, que é gerado quando há a rotação do cilindro interno de um anular concêntrico (fluxo tangencial) sob um gradiente de pressão (fluxo axial). Uma solução analítica foi obtida para a idealização do problema com uma fenda plana (*slot*). Os autores também apresentam soluções numéricas que não levavam em conta a aproximação *slot*.

ESCUDIER e GOULDSON (1995) estudaram experimentalmente o escoamento de fluidos Newtonianos e pseudoplásticos em um anular concêntrico com rotação do cilindro interno. Os autores usaram o LDA (*laser doppler anemometer*) como técnica de medida que permitiu a obtenção dos perfis de velocidade axial e tangencial para diversas situações de escoamento (vazão de fluido e rotação do cilindro interno), além de apresentar dados de fator de atrito versus número de Reynolds. Para fluidos de característica Newtoniana foram empregadas soluções de xarope de glicose, enquanto que a carboximetilcelulose foi a base para as soluções de comportamento não-Newtoniano. Os autores observaram que em todos os regimes de fluxo (laminar, transicional e turbulento) o fator de atrito ou a queda de pressão aumentaram com a rotação do cilindro interno. As medidas de velocidade axial obtidas foram similares ao que era esperado para o caso sem rotação.

NOURI e WHITELAW (1997) mediram experimentalmente usando um sistema laser-Doppler (LDV) as três componentes da velocidade e as quedas de pressão de fluidos

Newtoniano e não-Newtoniano em um anular excêntrico ($E = 0,5$) com rotação do cilindro interno (300 rpm) nos regimes laminar e turbulento. O fluido Newtoniano era uma mistura de 31,8% de tetralina em turpentina e o fluido não-Newtoniano era uma solução aquosa com 0,2% de CMC, bem representada como um fluido *Power-Law*. A seção anular possuía diâmetro do tubo externo de 40,3 mm e diâmetro do tubo interno de 20 mm. Os resultados mostraram que a rotação tem um efeito similar em ambos os fluidos: um fluxo axial mais uniforme através do anular e máximas velocidades tangenciais na região anular de menor *gap*. Os resultados foram comparados com fluxo em anular concêntrico com e sem rotação e em anular excêntrico sem rotação. Os autores utilizaram números adimensionais como o número de Rossby que representa a razão entre as forças inerciais (efeito da vazão) e de Coriolis (efeito de rotação) para caracterizar o escoamento. Foi evidenciada a distorção no perfil de velocidade axial gerada pela rotação: os valores máximos de velocidade não se situavam no centro do *gap* mas sim próximos das paredes a depender da posição analisada. Observou-se que a velocidade rotacional era reduzida com o aumento do *gap* (distância entre os cilindros), efeito este contrário ao que ocorre com a velocidade axial. Para ambos fluidos estudados, a resistência ao fluxo aumentou mais que 30% com a rotação, para os casos com menores números de Reynolds. Já para os casos com altos números de Reynolds, este efeito foi praticamente desprezível.

NOUAR *et al.* (1998) abordaram o efeito do comportamento reológico do fluido e a rotação do cilindro interno sobre o campo de fluxo em um anular concêntrico. A seção anular consistia em um cilindro interno de 40 mm e um cilindro externo de 65 mm. As medidas experimentais de velocidade foram feitas utilizando um sistema Laser Doppler. O fluido utilizado foi uma solução de 0,2% de Carbopol 940, que era bem representada pelo modelo Herschel-Bulkley. Os perfis de velocidade axial obtidos experimentalmente mostraram que a rotação do cilindro interno induzia uma modificação nestes perfis, caracterizada por um decréscimo do gradiente de velocidade axial ($\partial u / \partial r$) nas proximidades do cilindro externo, ou de outra forma, os perfis de velocidade axial apresentavam pico próximo do cilindro interno. Segundo os autores esta deformação do perfil de velocidade axial era devido a uma diminuição da viscosidade aparente nas proximidades do cilindro interno, onde as taxas de deformação aumentavam devido à rotação.

MEURIC *et al.* (1998) estudaram numericamente o fluxo laminar de fluidos viscoplásticos do tipo Herschel-Bulkley em anulares concêntricos e excêntricos. As soluções numéricas abordaram fluxos axiais (devido a um gradiente de pressão) e tangenciais (devido a

rotação do cilindro interno) usando o método de elementos finitos. Foram calculadas velocidades, perfis de tensão e deformação, viscosidade aparente e distribuição de pressão para várias excentricidades, razões de diâmetros, propriedades do fluido e parâmetros de fluxo. Os autores apresentaram diversos resultados para a vazão calculada em função da rotação do tubo interno (0 – 120rpm), excentricidade (0 – 0,7) e expoente n do fluido *Power-Law* (0,7 – 1,3). Os resultados mostraram que para uma queda de pressão fixa, a vazão aumenta com a excentricidade e diminui com o expoente n . Para uma excentricidade fixa, a vazão diminui com um aumento da rotação ou com o aumento do expoente n .

ESCUDIER *et al.* (2000) estudaram através de simulações numéricas o escoamento laminar completamente desenvolvido de um fluido Newtoniano através de um anular excêntrico com rotação do cilindro interno. Os autores apresentaram resultados de campo de fluxo, distribuição de tensão cisalhante na parede e fator de atrito para diversos valores de excentricidade (até 0,98), razão entre os raios dos cilindros interno e externo (0,2, 0,5 e 0,8) e números de Taylor (até 50000). Os perfis de velocidades numéricos foram confrontados com dados experimentais mostrando boa concordância. Os resultados mostraram que o fluxo do fluido Newtoniano através do anular exibe um comportamento completamente inesperado para altas taxas de rotação do cilindro interno em excentricidades muito altas. Particularmente, a distribuição de velocidade axial desenvolve um segundo pico.

ESCUDIER *et al.* (2002a) apresentaram resultados de procedimento numérico, usando o método de volumes finitos para resolução das equações, para o escoamento completamente desenvolvido, laminar e isotérmico de fluido não-Newtoniano do tipo *Power-Law* em anular excêntrico com rotação do tubo interno. Foram também apresentados cálculos adicionais para modelos reológicos mais complexos, incluindo Cross, Carreau e Herschel-Bulkley, os quais foram comparados sistematicamente com o modelo *Power-Law*. Os autores utilizaram adimensionais como o número de Reynolds generalizado e o número de Taylor para analisar o escoamento. Os resultados mostraram a distorção do perfil de velocidade axial criado pelo efeito combinado da excentricidade e rotação do cilindro interno. Também mostraram que há um crescimento do produto $f Re$ (fator de atrito de Fanning multiplicado pelo número de Reynolds) com o aumento da rotação do eixo interno (crescimento do número de Taylor, Ta), e um crescimento de $f Re$ com baixa e alta excentricidade, mas uma diminuição comum a excentricidade intermediária.

ESCUDIER *et al.* (2002b) reportaram dados experimentais para o escoamento laminar completamente desenvolvido de um fluido não-Newtoniano (0,1% de GX/0,1% de CMC) em

anulares concêntricos e com excentricidade de 80%, para casos com e sem rotação do cilindro interno. A seção anular consistia de tubos cilíndricos de diâmetro 50,8 mm e 100,4 mm, que podiam ser arrançados de forma concêntrica e excêntrica. Os perfis de velocidade foram obtidos utilizando um sistema de anemômetro laser Doppler, LDA. Os autores também confrontaram previsões numéricas de campo de fluxo com dados da literatura e com seus dados experimentais próprios. Das diversas comparações de resultados, em geral, observou-se que os resultados calculados mostraram muito boa concordância com os dados experimentais, mesmo para situações em que os efeitos viscoelásticos foram negligenciados. Houve, entretanto discrepâncias em alguns casos que podem ser atribuídas a erros experimentais ao invés dos cálculos.

Como exemplo de estudo de fluidos Herschel-Bulkley em tubos e anulares tem-se o trabalho de KELESSIDIS *et al.* (2006), que realizaram estudos experimentais de fluidos de perfuração que continham bentonita como aditivo e exibiam comportamento não-Newtoniano. Os autores afirmaram que para a estimação de parâmetros hidráulicos da operação de perfuração, como por exemplo, quedas de pressão e perfis de velocidade, é muito importante ser cuidadoso com a técnica utilizada para estimativa dos parâmetros do modelo reológico do fluido. Pequenas diferenças nestes parâmetros podem levar a grandes diferenças nas estimativas dos parâmetros hidráulicos. Os autores propuseram uma metodologia ótima para a determinação dos parâmetros do modelo Herschel-Bulkley e apresentaram diversos resultados calculados de queda de pressão e perfis de velocidade, no regime laminar em anulares concêntricos, utilizando diferentes ajustes dos parâmetros do modelo para os fluidos, mostrando a grande diferença resultante.

ARIARATNAM *et al.* (2007) desenvolveram uma metodologia simplificada para prever as pressões do fluido ao longo de um anular visando reduzir o risco de faturamento hidráulico na perfuração horizontal. Foram coletadas amostras de solo que foram combinadas com fluidos de perfuração e obtidas suas curvas reológicas que foram ajustadas a modelos reológicos. Esses modelos forneceram a base para o cálculo das quedas de pressão para fluxo laminar. Os resultados mostraram que a pressão no poço aumenta com a densidade da lama e com o comprimento do poço.

PEREIRA *et al.* (2007) estudaram numericamente o escoamento de fluidos não-Newtonianos viscoplásticos do tipo Cross em seções anulares horizontais (concêntrica e de excentricidade 0,8) utilizando técnicas de fluidodinâmica computacional. Foram analisados os efeitos da viscosidade, excentricidade, vazão e rotação do tubo interno sobre os perfis de velocidade e a queda de pressão. Os resultados numéricos foram validados com os resultados

experimentais de ESCUDIER *et al.* (2002b). Os autores identificaram que a zona de escoamento preferencial em anulares excêntricos com rotação se deslocava para a região inferior do anular. Os resultados de queda de pressão ao longo da seção anular indicaram que quanto mais forte fosse o comportamento não-Newtoniano do fluido (menor índice de consistência) e com a utilização de maiores vazões, o comprimento de entrada necessário para se estabelecer escoamento plenamente desenvolvido era maior.

FOUNARGIOTAKIS *et al.* (2008) utilizaram uma abordagem semi-empírica com aproximação *slot* para fazer previsões da queda de pressão no escoamento laminar, transicional e turbulento de fluidos do tipo Herschel-Bulkley em anulares concêntricos. As soluções para o fluxo turbulento foram desenvolvidas usando o número de Reynolds Metzner-Reed após a determinação dos parâmetros *Power-Law* como função da geometria e dos parâmetros reológicos de Herschel-Bulkley. A queda de pressão e o fator de atrito foram estimados fazendo-se uma modificação na equação do escoamento em tubos. A comparação das previsões usando essa abordagem/metodologia proposta pelos autores com dados experimentais e simulados da literatura mostrou excelente concordância sobre todos os regimes de fluxo estudados.

De forma similar a deposição de cascalhos no fundo do anular de poços direcionais e horizontais, pode ocorrer também a sedimentação do adensante da suspensão nestes poços, levando a formação de camadas de fluidos de diferentes densidades e a formação de um leito de sólidos (*sag beds*). Os leitos formados por adensantes serão muito mais suscetíveis à remoção pela vazão e rotação do tubo interno do que leitos formados por cascalhos. NGUYEN *et al.* (2011), estudaram a sedimentação de barita em fluidos de perfuração base-óleo em geometrias concêntricas e excêntricas, com e sem rotação do cilindro interno. Foi observado que a excentricidade do poço favorece a formação do leito de partículas de adensante. No caso de anulares excêntricos, a rotação do cilindro interno ajudou a prevenir na formação do leito de partículas, pois o leito foi perturbado e as partículas ressuspendidas. No caso concêntrico, este efeito não foi pronunciado.

ALEGRIA *et al.* (2011) apresentaram um estudo analítico e numérico do escoamento laminar de um fluido viscoplástico em tubos elípticos anulares concêntricos/excêntricos. Foram analisados os efeitos dos parâmetros geométricos do tubo, cinemáticos do escoamento e reológicos do fluido no padrão do escoamento e na perda de carga. As simulações numéricas foram realizadas com o programa comercial PHOENICS-CFD. Para validar os resultados, foram realizadas comparações com a literatura. Para cada geometria investigada foram obtidos parâmetros de interesse na engenharia como perfil de velocidade, vazão

volumétrica, perfil das tensões e expressão para o fator de atrito. Foi observado para seção elíptica anular concêntrica que conforme a razão de aspecto da elipse diminuía (aumento da ovalização) a distribuição do perfil de velocidade axial tornava-se irregular, e quanto maior a ovalização, maiores eram as velocidades axiais nas seções de maior folga anular e menores nas seções mais estreitas. Foi observado para seção elíptica anular excêntrica o aumento dos valores da velocidade axial nas regiões de maior espaço anular e a diminuição nas regiões de menor espaço anular, sendo que as regiões de maior velocidade concentravam-se nas posições de maior folga, opostas ao deslocamento do tubo interno.

KELESSIDIS *et al.* (2011) realizaram um estudo experimental e predições segundo equações semi-empíricas da queda de pressão de fluidos Herschel-Bulkley escoando nos regimes laminar, transicional e turbulento em anulares concêntrico e excêntrico (100%). A seção anular possuía diâmetro do tubo externo de 70 mm e diâmetro do tubo interno de 40 mm, que podia ser ajustado para a posição totalmente excêntrica. Como fluidos não-Newtonianos foram utilizadas suspensões de bentonita em água. Os dados de fluxo laminar experimentais dos próprios autores e outros dados da literatura foram bem preditos pelo modelo proposto. Já no regime de transição e turbulento houveram pequenas discrepâncias. As estimativas para os dados dos casos excêntricos eram feitas fazendo correções em cima das previsões dos casos concêntricos. Os autores observaram que os anulares excêntricos quando comparados aos anulares concêntricos sob as mesmas condições levavam as quedas de pressão menores, e que essa redução da queda de pressão ocasionada pela excentricidade era mais evidenciada para fluidos não-Newtonianos do que para fluidos Newtonianos.

VIEIRA NETO *et al.* (2012) estudaram a fluidodinâmica de fluidos não-Newtonianos em um espaço anular com movimento excêntrico variável do tubo interno. A principal resposta estudada foi a queda de pressão. Os efeitos de quatro variáveis operacionais foram quantificados: concentração de Goma Xantana (0,05, 0,10 e 0,15%), excentricidade (0, 0,23 e 0,46), rotação do tubo interno (100 e 200 rpm) e vazão de fluido (5, 7 e 9 m³/h). Para a faixa experimental trabalhada o número de Reynolds variou de 82 a 965. A variável que mais afetou a queda de pressão foi a concentração de Goma Xantana que afetou positivamente esta resposta. Com o aumento da concentração de goma aumentaram-se as propriedades não-Newtonianas do fluido conduzindo a um aumento da resistência ao fluxo, e aumento da queda de pressão. O efeito do aumento da excentricidade foi provocar uma redução na queda de pressão, já que havia formação de zonas preferenciais de escoamento axial. Já a vazão afetou positivamente a queda de pressão. O efeito do aumento da rotação foi uma redução da queda de pressão para o caso concêntrico e um aumento da queda de pressão para o caso excêntrico.

A comparação entre os dados experimentais e simulados de queda de pressão indicaram uma boa concordância.

MAO *et al.* (2012) realizaram a modelagem e simulação numérica do fluxo de fluidos viscoplásticos do tipo Herschel-Bulkley em anulares concêntricos e excêntricos. Os autores desenvolveram seus modelos levando em conta o escoamento que ocorre em duas regiões, na região em que as tensões excedem a tensão limite de escoamento foram aplicadas as equações para a mecânica dos fluidos, e na região em que as tensões são menores do que a tensão limite de escoamento (região de escoamento *plug flow*) foram aplicadas as equações para a mecânica dos sólidos. A solução numérica foi baseada no método de diferenças finitas. Os resultados simulados de vazão volumétrica baseados na abordagem CVA (*continuous viscoplastic approach*) apresentaram baixa concordância com dados experimentais. Um modelo matemático rígido foi proposto para escoamento de fluido Herschel-Bulkley em anular concêntrico fornecendo melhores previsões.

OLIVEIRA *et al.* (2013) apresentaram um modelo matemático para prever a propagação de pressão num fluido de perfuração bombeado num poço fechado. O modelo era composto por equações do balanço de massa e movimento, assumindo fluxo unidimensional, incompressível e isotérmico. Assumiram que o escoamento ocorria da coluna de perfuração diretamente para o espaço anular, sem considerar a broca. As tensões na parede da coluna de perfuração e no espaço anular eram calculadas usando a abordagem do fator de atrito de Fanning e o fluido modelado como um fluido de Bingham ou Newtoniano. Os resultados simulados para uma vazão constante na entrada foram comparados com os resultados experimentais do trabalho de OLIVEIRA *et al.* (2012) mostrando boa concordância. Observou-se que as oscilações eram dissipadas mais rapidamente e a pressão não era completamente transmitida nos fluidos de Bingham por causa da tensão limite de escoamento. E que a propagação de pressão era interrompida se o gradiente de pressão não fosse suficiente para ultrapassar a tensão limite de escoamento do fluido.

HAJIDAVALLOO *et al.* (2013) estudaram o comportamento fluidodinâmico de um fluxo bifásico gás-sólido no espaço anular de um poço de perfuração gasoso sob diferentes arranjos usando simulação tridimensional, onde foram avaliados os efeitos da excentricidade e rotação da coluna sobre a queda de pressão e os perfis de velocidade do gás e das partículas. As equações governantes foram resolvidas com o *software* FLUENT® 6.3.26 usando uma abordagem Euler-Euler, e a comparação dos resultados simulados com dados da literatura mostrou boa concordância. Os resultados mostraram que a presença de partículas sólidas no anular mudam o perfil de velocidade gasoso significativamente, criando dois picos de

velocidade máxima próximo as paredes ao invés de um pico no meio. A excentricidade da coluna favoreceu o acúmulo de sólidos na região de menor espaço anular. A queda de pressão no anular cresceu com o aumento da excentricidade, devido ao maior impacto das partículas com as paredes e entre si. A rotação da coluna fez com que maiores velocidades fossem alcançadas na região de menor espaço do anular, favorecendo o carreamento uniforme das partículas. A queda de pressão no anular aumentou com o aumento da excentricidade e rotação da coluna.

VIEIRA NETO *et al.* (2014) apresentaram resultados experimentais e de simulação CFD de quedas de pressão no escoamento de fluidos não-Newtonianos através de uma seção anular concêntrica e outra seção de excentricidade fixa ($E=0,75$), com e sem rotação do tubo interno (rotação de 300rpm para o anular concêntrico e rotações de 150 e 200 rpm para o anular excêntrico), usando soluções aquosas com 0,2% de GX e 0,2% de CMC. A rotação do cilindro interno no anular concêntrico reduziu ligeiramente a queda de pressão (redução de 4,1% para a GX), já no anular excêntrico houve aumento da queda de pressão (aumento de 10,2% para a GX). Para todos os casos, os resultados de queda de pressão simulados foram de maior magnitude do que os valores obtidos experimentalmente. O artigo também apresenta resultados simulados de perfis de velocidade nos anulares. Os perfis de velocidade axial para o anular concêntrico mostraram um perfil parabólico para o fluido a base de CMC, que apresentou comportamento parecido com um fluido Newtoniano ($n=0,749$), e um perfil empistonado para o fluido a base de GX, que possuía características pseudoplásticas ($n=0,27$). O incremento da rotação praticamente não interferiu nos perfis de velocidade axial obtidos. Para o anular excêntrico foram obtidos perfis similares aos do anular concêntrico, porém, na região onde o tubo interno está próximo ao tubo externo (menor *gap*) observou-se que a introdução da rotação do tubo interno aumentou significativamente o fluxo axial nesta região, o que contribuiu para a redução da estagnação.

2.9. Planejamento de Experimentos e a Metodologia da Superfície de Resposta

Planejar a forma como irá se desenvolver experimentos relativos a um estudo, quando o processo envolve uma série de variáveis e estas apresentam uma larga faixa de valores, é um procedimento bastante usual já há algum tempo em pesquisas, pois aperfeiçoa e direciona o trabalho para os objetivos a que pretende chegar o pesquisador, além de ser uma forma inteligente de organizar e tratar os dados.

O método clássico de trabalho experimental é aquele no qual os fatores são variados um de cada vez enquanto os demais são mantidos constantes. Este método apresenta a desvantagem do grande número de ensaios necessários quando muitas variáveis são estudadas e a aleatoriedade na escolha ou seleção dos valores destas variáveis deixa o pesquisador em dúvida quanto aos níveis escolhidos (GARIM, 1994).

As diversas possibilidades de combinação destas variáveis propiciam condições favoráveis para que técnicas estatísticas sejam usadas no projeto e análise dos experimentos. A técnica estatística da superfície de resposta, que tem como base o planejamento fatorial dos experimentos (BOX *et al.*, 1978), permite verificar os efeitos individuais e as interações entre as variáveis, a avaliação de erros experimentais e de regressão e o equacionamento empírico dos resultados em função das variáveis escolhidas (MYERS, 1976).

A organização de um planejamento fatorial consiste em selecionar os fatores (variáveis do sistema) e escolher os níveis (valores assumidos pelas variáveis) que serão estudados. O planejamento é apresentado na forma de potência, fornecendo assim o número de experimentos a serem realizados, por exemplo: um planejamento 2^k , sendo $k=3$, indica que dois níveis foram escolhidos para as três variáveis em estudo e que oito experimentos deverão ser realizados. Esta classe de planejamentos fatoriais é a mais simples e útil para descrever casos onde a situação experimental pode ser representada por uma equação de 1ª ordem (BOX *et al.*, 1978).

Planejamentos que visam obter uma superfície de resposta de 2ª ordem necessitam de pelo menos três níveis de estudo, são os chamados planejamentos 3^k . Apresentam como desvantagem a realização de um excessivo número de experimentos quando muitas variáveis estão envolvidas (um planejamento 3^4 necessita de 81 experimentos). Em função desta dificuldade, MYERS (1976) cita que BOX e WILSON (1951) desenvolveram um método alternativo que necessita de um menor número de experimentos, utilizando cinco níveis, e fornece uma resposta equivalente, denominado planejamento composto central (PCC).

2.10. Fluidodinâmica Computacional (CFD)

O objetivo da dinâmica dos fluidos computacional (CFD, de *Computational Fluid Dynamics*) é ajudar a entender os eventos físicos que ocorrem no escoamento de fluidos, num determinado volume de controle, através da simulação computacional dos fenômenos que os envolve (FORTUNA, 2000; LOMAX *et al.*, 2001).

Para a descrição de um problema físico um modelo matemático é estabelecido com base na aplicação das equações de conservação da massa, energia e quantidade de movimento. As equações obtidas, quando submetidas a condições de contorno apropriadas, representam, matematicamente, um problema particular. A obtenção de uma solução analítica para estas equações só é possível para escoamentos mais simples. Para a solução de problemas reais é necessário o uso de métodos numéricos.

Fluidodinâmica computacional (CFD) é o termo dado ao grupo de técnicas matemáticas, numéricas e computacionais, usadas para obter, visualizar e interpretar soluções computacionais para as equações de conservação de grandezas físicas de interesse de um dado escoamento. Essas equações de conservação se originam da teoria de fenômenos de transporte. Assim, pode-se dizer que CFD é o conjunto das técnicas de simulação computacional usadas para prever os fenômenos físicos ou físico-químicos que ocorrem em escoamentos, os quais podem ser relacionados à ação e à interação de fatores como difusão, convecção, turbulência, etc. No campo da fluidodinâmica todos esses fenômenos são governados pelas equações de Navier-Stokes. A maioria dos aspectos importantes dessas relações é não-linear e, como consequência, não possuem soluções analíticas (FONTES *et al.*, 2005).

As técnicas CFD despertam grande interesse para a solução de muitos problemas práticos, em diversas áreas da engenharia. Podem ser utilizadas para a predição do comportamento de escoamentos externos (aerodinâmica de naves espaciais, aviões e automóveis, hidrodinâmica de navios) e internos (sistemas reacionais, transporte em dutos, transferência de calor e massa em equipamentos) (VERSTEEG e MALALASEKERA, 1995).

Na fluidodinâmica computacional, as equações diferenciais parciais resultantes das leis de conservação da massa, momento e energia para cada fase são discretizadas, sendo obtido um sistema de equações algébricas de mais fácil resolução. Em contraste com a solução analítica ou experimental, a solução gerada é a descrição numérica do escoamento, sendo válida enquanto modelos físicos e condições de contorno forem válidas (FERZIGER e PERIC, 1996). Os principais resultados de interesse são as distribuições de velocidades, pressões, concentrações e temperaturas na região do escoamento.

O rápido avanço da capacidade computacional vem permitindo a utilização desta ferramenta em casos bastante complexos, de interesse não apenas acadêmico, mas também industrial (ALVES, 2012).

Podem ser citadas como algumas das vantagens das técnicas de CFD: elimina riscos quanto à realização experimental em condições tais como altas temperaturas, pressões e

materiais tóxicos; minimiza custos quando a montagem de uma planta experimental ou modelos em escala se tornam muito caros ou de difícil elaboração; oferece mais detalhes que os experimentos reais, pois o número de pontos de medição das simulações numéricas está associado aos pontos da malha, enquanto que os experimentais necessitariam de vários medidores; é facilitada pelo avanço contínuo no poder computacional e na assimilação de novos métodos disponibilizados na literatura; minimiza custos em relação a experimentos convencionais, principalmente para aplicações acadêmicas onde os pacotes comerciais são de menor custo; melhora na fabricação de equipamentos e processos de separação por permitir melhor entendimento dos fenômenos envolvidos; facilita no processo de otimização de equipamentos, pois algumas vezes a construção do equipamento é muito cara e de difícil adaptação para o estudo de variáveis geométricas ou condições de processo (ALVES, 2012).

É válido lembrar que as simulações envolvendo CFD ainda possuem limitações em diversas áreas como turbulência, radiação, combustão, escoamentos multifásicos e os que envolvem mudanças de fase, dentre outros. Por isso, é de grande importância a utilização de resultados experimentais para a verificação dos modelos para os casos estudados.

2.11 – Equações de Balanço

Para um escoamento isotérmico, incompressível e em regime laminar de um fluido não-Newtoniano em um anular, a modelagem matemática pode ser realizada com base nas equações de conservação da massa (Equação 2.55) e do balanço da quantidade de movimento (Equações 2.56, 2.57 e 2.58), apresentadas em coordenadas cilíndricas (BIRD *et al.*, 2004).

❖ Conservação da Massa (Equação da Continuidade)

$$\frac{1}{r} \frac{\partial (rv_r)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial (v_\theta)}{\partial \theta} + \frac{\partial (v_z)}{\partial z} = 0 \quad (2.55)$$

❖ Conservação da Quantidade de Movimento (Equação do Movimento)

- Equação de conservação de quantidade de movimento linear na direção radial:

$$\rho \left(\frac{\partial v_r}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \theta} - \frac{v_\theta^2}{r} + v_z \frac{\partial v_r}{\partial z} \right) = -\frac{\partial P}{\partial r} +$$

$$-\left(\frac{1}{r} \frac{\partial (r\tau_{rr})}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\tau_{\theta r})}{\partial \theta} + \frac{\partial (\tau_{zr})}{\partial z} - \frac{\tau_{\theta\theta}}{r} \right) + \rho g_r \quad (2.56)$$

- Equação de conservação de quantidade de movimento linear na direção tangencial:

$$\rho \left(\frac{\partial v_\theta}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_\theta}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial v_\theta}{\partial z} + \frac{v_\theta v_r}{r} \right) = -\frac{1}{r} \frac{\partial P}{\partial \theta} + \left(-\frac{1}{r^2} \frac{\partial (r^2 \tau_{r\theta})}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\tau_{\theta\theta})}{\partial \theta} + \frac{\partial (\tau_{z\theta})}{\partial z} + \frac{\tau_{\theta r} - \tau_{r\theta}}{r} \right) + \rho g_\theta \quad (2.57)$$

- Equação de conservação de quantidade de movimento linear na direção axial:

$$\rho \left(\frac{\partial v_z}{\partial t} + v_r \frac{\partial v_z}{\partial r} + \frac{v_\theta}{r} \frac{\partial v_z}{\partial \theta} + v_z \frac{\partial v_z}{\partial z} \right) = -\frac{\partial P}{\partial z} - \left(\frac{1}{r} \frac{\partial (r \tau_{rz})}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial (\tau_{\theta z})}{\partial \theta} + \frac{\partial (\tau_{zz})}{\partial z} \right) + \rho g_z \quad (2.58)$$

Porém, ainda é necessária uma relação adicional entre o campo de tensão e o campo de velocidade do fluido. É nessa relação, conhecida como equação constitutiva, que está a diferença fundamental entre os fluidos newtonianos e os não-newtonianos. Antes de apresentar os modelos de fluidos não-newtonianos, é necessária a definição de algumas variáveis que serão utilizadas na formulação das equações constitutivas.

Para a compreensão das forças atuantes no escoamento, é fundamental distinguir o tensor tensão-extra e o tensor tensões de Cauchy. Segundo PETERS *et al.* (1999), o tensor tensão-extra, τ , difere do tensor tensões de Cauchy, T , por um fator isotrópico dado pelo campo de pressão:

$$T = -pI + \tau \quad (2.59)$$

sendo que I é a matriz identidade e p é a pressão. O tensor tensão-extra (τ) não computa os efeitos de pressão, ele representa a parte viscosa do tensor das tensões que cai a zero após o cessar do movimento.

A Figura 2.27 mostra as tensões totais atuantes em um elemento de volume em coordenadas cilíndricas. Na representação das tensões, o primeiro índice indica o plano em que a tensão atua e o segundo índice a direção na qual a tensão atua. Um plano é denominado pela direção do seu vetor normal.

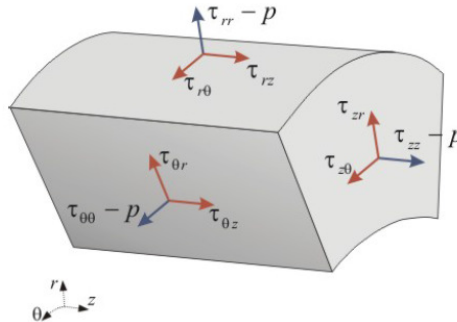


Figura 2.27 – Representação das tensões normais (em azul) e de cisalhamento (em vermelho) em um elemento diferencial em coordenadas cilíndricas.

A equação constitutiva que relaciona a tensão com a cinemática do escoamento descreverá o comportamento mecânico do material. Como a lei de Newton da viscosidade não descreve com exatidão o escoamento de todos os tipos de fluidos introduziu-se uma alteração nesta lei, substituindo a viscosidade constante por uma viscosidade que varia de acordo com o gradiente de velocidades (ou com as taxas de deformação), surgindo assim a idéia de fluido Newtoniano Generalizado (HERMANY, 2012). Os fluidos não-Newtonianos modelados pelas equações constitutivas de Fluido Newtoniano Generalizado – GNF (*Generalized Newtonian Fluid*) seguem o modelo dado por (BIRD *et al.*, 2004):

$$\tau = \eta(\dot{\gamma}) \dot{\gamma} \quad (2.60)$$

onde τ é o tensor tensão, η é a função viscosidade, $\dot{\gamma}$ é o tensor taxa de deformação. Neste tipo de modelo, as equações para o fluido não-Newtoniano seguem as mesmas expressões que para o caso Newtoniano, mas o coeficiente de viscosidade (designado η , em vez de μ) é agora uma função do tensor taxa de deformação. Para fluidos newtonianos a função viscosidade é constante $\eta(\dot{\gamma}) = \mu$, onde μ é a viscosidade absoluta.

Os componentes do tensor tensão-extra são apresentados em coordenadas cilíndricas pelas Equações 2.61 a 2.66:

$$\tau_{rr} = \eta(\dot{\gamma}) \dot{\gamma}_{rr} \quad (2.61)$$

$$\tau_{\theta\theta} = \eta(\dot{\gamma}) \dot{\gamma}_{\theta\theta} \quad (2.62)$$

$$\tau_{zz} = \eta(\dot{\gamma}) \dot{\gamma}_{zz} \quad (2.63)$$

$$\tau_{r\theta} = \tau_{\theta r} = \eta(\dot{\gamma}) \dot{\gamma}_{r\theta} \quad (2.64)$$

$$\tau_{rz} = \tau_{zr} = \eta(\dot{\gamma}) \dot{\gamma}_{rz} \quad (2.65)$$

$$\tau_{\theta z} = \tau_{z\theta} = \eta(\dot{\gamma}) \dot{\gamma}_{\theta z} \quad (2.66)$$

Nas expressões acima, $\dot{\gamma}_{ij}$ são os componentes ij do tensor taxa de deformação, definidos para um fluido incompressível como (FLUENT INC., 2011):

$$\dot{\gamma} = \nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T \rightarrow \dot{\gamma}_{ij} = \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \quad (2.67)$$

$$\dot{\gamma} = \begin{bmatrix} \dot{\gamma}_{rr} & \dot{\gamma}_{r\theta} & \dot{\gamma}_{rz} \\ \dot{\gamma}_{\theta r} & \dot{\gamma}_{\theta\theta} & \dot{\gamma}_{\theta z} \\ \dot{\gamma}_{zr} & \dot{\gamma}_{z\theta} & \dot{\gamma}_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2 \frac{\partial v_r}{\partial r} & r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{v_\theta}{r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \theta} & \frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \\ + & 2 \left(\frac{1}{r} \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} + \frac{v_r}{r} \right) & \frac{1}{r} \frac{\partial v_z}{\partial \theta} + \frac{\partial v_\theta}{\partial z} \\ + & + & 2 \frac{\partial v_z}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (2.68)$$

onde o sinal (+) indica a simetria do tensor.

A viscosidade efetiva (ou viscosidade aparente) η é uma grandeza escalar que depende somente das combinações dos componentes do tensor taxa de deformação e suas invariantes, não dependendo do sistema de coordenadas. Em geral, esta grandeza é função das três invariantes do tensor taxa de deformação $\dot{\gamma}$, Equação (2.69) (ASTARITA e MARUCCI, 1974). Entretanto, nos modelos de fluidos não-Newtonianos disponíveis no FLUENT[®] considera-se apenas o efeito da segunda invariante do tensor taxa de deformação, pois para fluidos incompressíveis o primeiro invariante é nulo ($I_{\dot{\gamma}} = \text{tr } \dot{\gamma} = \nabla \cdot \mathbf{v} = 0$) e o terceiro invariante para escoamentos puramente cisalhantes também é nulo já que os elementos fluidos não sofrem alteração de volume.

$$\begin{aligned} I_{\dot{\gamma}} &= \text{tr } \dot{\gamma} \\ II_{\dot{\gamma}} &= \text{tr } \dot{\gamma}^2 \\ III_{\dot{\gamma}} &= \det \dot{\gamma} \end{aligned} \quad (2.69)$$

onde “tr” representa o traço da matriz, que é a soma dos elementos da diagonal principal da matriz quadrada, e “det” representa o determinante da matriz, que é o produto dos elementos da diagonal principal.

A magnitude do tensor taxa de deformação, $|\dot{\gamma}|$, é uma função do segundo invariante do tensor taxa de deformação, e é dada pela Equação (2.70).

$$|\dot{\gamma}| = \sqrt{\frac{1}{2} \dot{\gamma} : \dot{\gamma}} = \sqrt{\frac{1}{2} II_{\dot{\gamma}}} = \sqrt{\frac{1}{2} \text{tr}(\dot{\gamma}^2)} \quad (2.70)$$

$$\begin{aligned} |\dot{\gamma}|^2 &= 2 \left[\left(\frac{\partial v_r}{\partial r} \right)^2 + \left(\frac{1}{r} \frac{\partial v_\theta}{\partial \theta} + \frac{v_r}{r} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_z}{\partial z} \right)^2 \right] + \\ &+ \left(r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{v_\theta}{r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \theta} \right)^2 + \left(\frac{\partial v_r}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial r} \right)^2 + \left(\frac{1}{r} \frac{\partial v_z}{\partial \theta} + \frac{\partial v_\theta}{\partial z} \right)^2 \end{aligned} \quad (2.71)$$

Para a obtenção das equações de conservação de quantidade de movimento linear na sua forma final, basta substituir as equações constitutivas nas equações de conservação (Equações 2.56, 2.57 e 2.58) com uma função viscosidade apropriada. O software FLUENT[®] oferece quatro opções para a modelagem de fluido não-Newtoniano a partir do modelo de fluido newtoniano generalizado: *Power-Law*, *Carreau*, *Cross* e *Herschel-Bulkley*.

A resolução das equações de transporte pelo FLUENT[®] pode ser feita mediante esquemas numéricos segregados ou acoplados. Para ambos os métodos, o FLUENT[®] tem

como base o Método dos Volumes Finitos. Mais detalhes sobre os métodos numéricos disponíveis para resolução das equações pode ser visto no Anexo E.

Na solução de problemas envolvendo fluidos não-Newtonianos, a escolha de coeficientes de sub-relaxação adequados é um processo trabalhoso e fundamental para a convergência da solução. A sub-relaxação atenua as variações que ocorrem nos valores das variáveis entre uma iteração e outra. Com isso, evitam-se grandes oscilações durante o processo de solução numérica e facilita a convergência da solução.

2.12 – Etapas de uma Simulação Fluidodinâmica

A aplicação de CFD a problemas físicos, e sua resolução pela aplicação de modelos matemáticos num domínio limitado, segue os seguintes passos, visualizados na Figura 2.28.

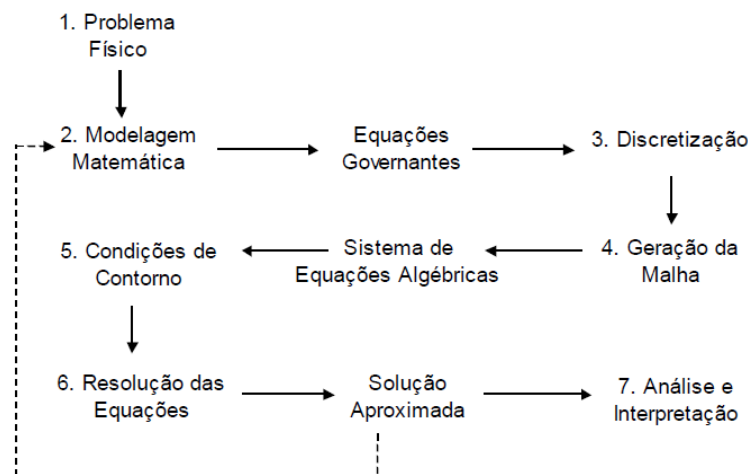


Figura 2.28 – Etapas da resolução de problemas em CFD.

O primeiro passo para aplicação de CFD é a modelagem do problema físico, determinando as grandezas que atuam sobre o sistema e como o afetam, além da determinação dos limites de estudo do problema físico. O problema físico será modelado matematicamente (segundo passo), sendo expresso na forma das leis de conservação de momento, massa e energia. Esses modelos irão explicar o sistema estudado, além de prever seu comportamento em diferentes situações.

Após a modelagem matemática deve-se definir a região de aplicação e validade das equações, essa região é chamada de domínio. O terceiro passo é a discretização do domínio, ou seja, sua divisão em pontos de aplicação das equações, para obtenção das soluções numéricas. A distribuição adequada dos pontos no domínio é fundamental para se obter uma

solução numérica representativa do escoamento. As soluções numéricas não podem ser obtidas sobre uma região contínua, mas sim dentro de sub-regiões dentro do domínio, que são denominados elementos. Portanto, o quarto passo consiste na geração da malha, que é o conjunto de elementos que compõem o domínio.

Após a geração da malha, devem-se introduzir as condições de contorno necessárias para resolução das equações (quinto passo). Essas condições de contorno, condições iniciais, ao lado das propriedades físicas do fluido e dos parâmetros do escoamento especificam o problema a ser tratado. Obtém-se, então, um sistema com equações algébricas, geralmente lineares, que podem ou não estar acopladas. Finalmente, no sexto passo, essas equações são resolvidas, fornecendo a solução numérica para o problema analisado. A solução obtida deve ser, por conseguinte, analisada e interpretada (sétimo passo). Eventualmente, se for necessário, o modelo deve ser ajustado para que se tenha um resultado confiável, de modo que se possa extrair as variáveis de interesse e visualizar a solução do problema.

2.12.1 – Geração da Geometria e Malha

Com o auxílio de *softwares* desenvolvidos especialmente para esta finalidade é possível gerar geometrias da região de estudo elaboradas e complexas. A partir da geometria, definem-se o fluxo do fluido, regiões sólidas e nomeiam-se as respectivas superfícies. Após a definição e classificação da geometria, gera-se a malha, cujo refinamento está diretamente relacionado com a precisão dos resultados apresentados pela simulação.

A malha (*grid* ou *mesh*) consiste na divisão do domínio de estudo em pequenos volumes de controle nos quais serão resolvidas todas as equações relacionadas ao problema estudado. As equações são resolvidas gerando variáveis com valores discretos, em cada elemento, e a solução de um elemento será utilizada como condição de contorno para o elemento adjacente. Devido a isso, deve-se ter uma malha apropriada, com refinamento diferenciado em regiões cujos gradientes de variação das variáveis são mais elevados, para que se possam captar essas variações (como ocorre nas regiões de parede).

Quanto maior o número de volumes de controle, mais precisa será a solução. Porém, a demanda de esforço computacional será maior. Desta maneira, é necessário encontrar um limite onde a partir deste, um aumento da quantidade de volumes de controle aumenta o esforço computacional, mas não altera os resultados obtidos. Assim, são feitas simulações com malhas de diferentes números de volumes de controle a fim de encontrar aquela que

forneça a maior precisão possível. Este procedimento é conhecido como teste de malha, onde se faz uma análise de um parâmetro chave em cada simulação realizada.

2.12.1.1 – Tipo de Malha

O tipo de malha adequado para o escoamento depende de sua complexidade e da geometria do domínio. As malhas se dividem em estruturadas e não-estruturadas. As malhas estruturadas (Figura 2.29) apresentam uma estrutura, uma regularidade na distribuição espacial de seus pontos, sendo dispostas em um padrão regular repetido e chamado de bloco. Malhas estruturadas utilizam elementos quadriláteros em duas dimensões (2D) e elementos hexahédricos em três dimensões (3D). Este tipo de malha apresenta uma considerável vantagem sobre outros métodos, porque permite ao usuário um alto grau de controle, sendo possível condensar pontos nas regiões de altos gradientes de fluxo da grandeza de interesse e também gerar regiões menos densas quando necessário.

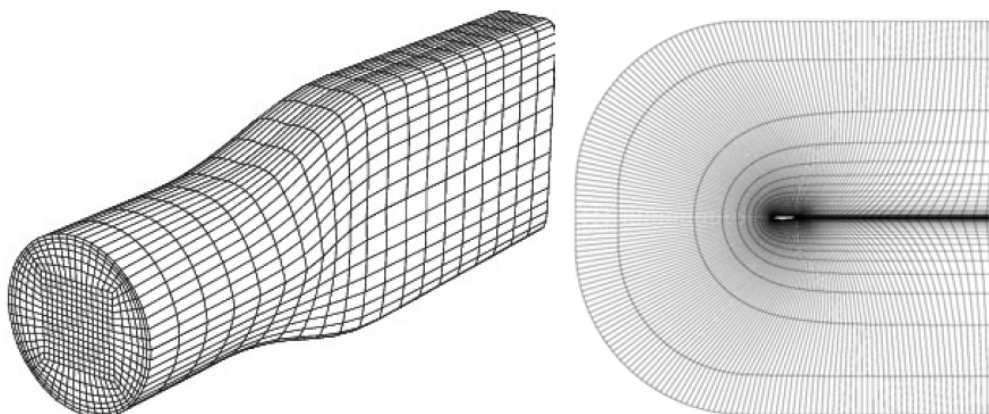


Figura 2.29 – Exemplos de malhas estruturadas (FLUENT INC. 2011).

Também são utilizadas malhas não-estruturadas (Figura 2.30) na discretização dos domínios, sendo que, esses tipos de malha são caracterizados pela ausência de regularidade na distribuição espacial dos pontos (não apresentam nenhum padrão discernível). Assim, este tipo de malha utiliza uma coleção arbitrária de elementos para preencher o domínio. São geralmente utilizados elementos triangulares em 2D e elementos tetraédricos em 3D. As malhas não-estruturadas são mais utilizadas para geometrias complexas. A vantagem de métodos de malha não estruturada é que eles são muito automatizados e, então, requerem pequenos tempos ou esforço do usuário.

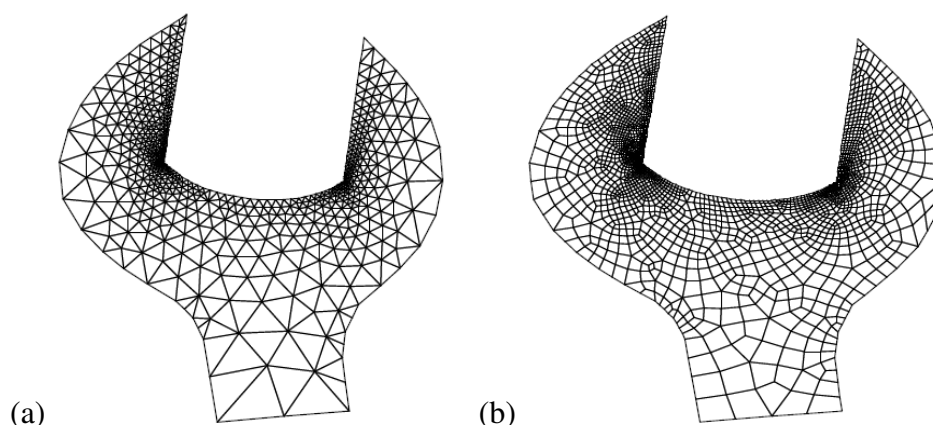


Figura 2.30 – Exemplos de malhas não-estruturadas: (a) triangular e (b) retangular (LYRA e CARVALHO, 2006).

As malhas estruturadas podem ser uniformes, quando seus pontos estão igualmente espaçados, sendo muito utilizadas para geometria simples, e, podem também ser não-uniformes, quando seus pontos são espaçados de acordo com a necessidade do domínio, possibilitando a aglutinação ou o maior espaçamento dos pontos em áreas específicas. Os pontos aglutinados estão nas áreas em que se espera que a variação espacial da solução seja grande. Já os pontos afastados entre si estão nas regiões nas quais a solução apresenta pequena variação espacial. As malhas não-estruturadas são geralmente não-uniformes.

Existe uma outra forma de classificar a malha que é a definição de malha híbrida. Malhas híbridas utilizam em seu domínio parte da malha estruturada e outra parte não-estruturada, Figura 2.31. Desta forma, malhas híbridas podem conter elementos hexaédricos, tetraédricos, dentre outros em 3D e triângulos e quadriláteros em 2D. Os vários elementos são usados de acordo com as particularidades e necessidade.

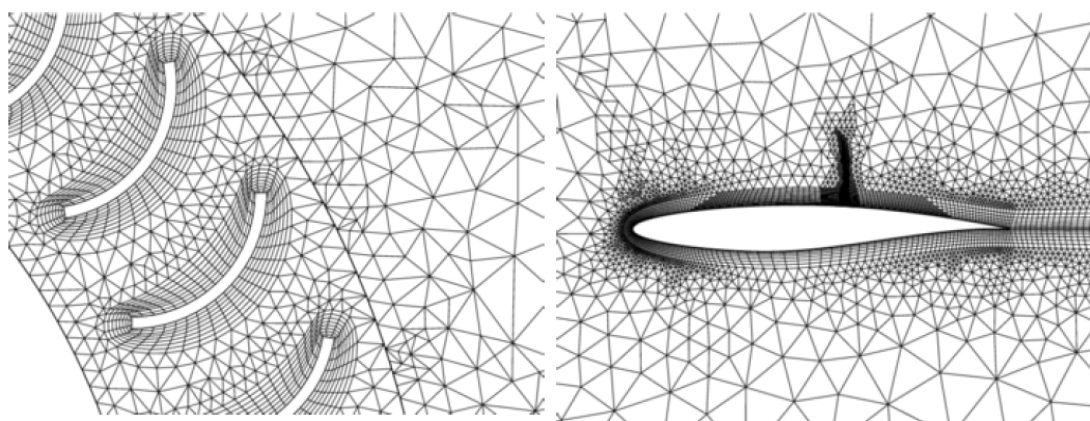


Figura 2.31 – Malha híbrida contendo elementos hexaédricos próximos à parede e tetraédricos na região de escoamento (FLUENT INC. 2011).

2.12.2 – Condições da Simulação

Nesta etapa é possível definir todos os parâmetros relevantes à simulação a ser realizada, no que diz respeito à modelagem do problema, condições de contorno e propriedades dos fluidos envolvidos. Entradas e saídas do sistema são definidas, bem como características do escoamento, modelo de turbulência, número de iterações, resíduo para convergência, dependência temporal, entre outros. Para o alcance de resultados precisos dentro de limites econômicos (esforço computacional), são realizadas simplificações no estudo. Deve-se conhecer com detalhes o fenômeno a ser estudado para avaliar se haverá grande impacto nos resultados.

2.12.3 – Acompanhamento da Resolução

É o estágio do processamento, onde ocorre a resolução das equações diferenciais parciais no espaço e no tempo, definidas como Equação da Conservação da Massa, Quantidade de Movimento e da Energia, através do cálculo de todas as grandezas físicas em um mesmo passo de tempo (iteração), cujo cálculo é realizado pelo resolvidor utilizando uma abordagem numérica até alcançar a convergência ou o número de iteração estabelecida.

Este é o item mais crítico de uma simulação, pois varia de acordo com a potência e a capacidade do computador onde a simulação será realizada. Assim, quando mais potente for o computador, menor tempo computacional é gasto e, conseqüentemente, mais econômico é o estudo. É possível acompanhar a resolução das equações durante o andamento da simulação, onde são visualizados os resíduos das equações e fechamento do balanço de massa no sistema.

2.12.4 – Visualização dos Resultados

É a fase do pós-processamento, onde se pode visualizar e apresentar os resultados de forma interativa, obter valores de grandezas físicas de qualquer região do volume de controle, construir gráficos com vetores e contorno para avaliação de perfis de velocidade, pressão, concentração, entre outros. Além disso, é possível traçar gráficos relacionando variáveis da simulação, construir tabelas, fazer cálculos no próprio programa, visualizar a trajetória das partículas e linhas de corrente, bem como criar animações para facilitar a análise dos resultados e possibilidade de exportação de resultados para outro *software* de visualização.

CAPÍTULO 3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo, são apresentadas as informações sobre os materiais empregados, os detalhes da montagem experimental e de sua instrumentação, bem como as metodologias da abordagem experimental e das simulações numéricas (CFD) realizadas neste estudo.

3.1. Materiais

Foram utilizados neste trabalho fluidos viscoplásticos, bem representados pelo modelo reológico de Herschel-Bulkley, preparados a partir de concentrações de 0,1%, 0,3% e 0,5% de goma Xantana em água, Figura 3.1.



Figura 3.1 – Solução aquosa de 0,5% de GX.

Tais fluidos buscavam simular o comportamento de fluidos de perfuração típicos. Dentre as principais características dos fluidos de perfuração, apenas a reologia foi considerada no presente estudo. Os fluidos de perfuração apresentam propriedades físicas tais que a viscosidade varia com a taxa de deformação. Para baixas taxas de deformação a viscosidade do fluido de perfuração deve ser alta o suficiente para propiciar uma menor velocidade de sedimentação dos cascalhos transportados enquanto que, em altas taxas de deformação, a viscosidade deve ser baixa o suficiente para propiciar uma baixa potência de bombeio. As características viscoelásticas e tixotrópicas dos fluidos não foram testadas.

3.2. Determinação da Reologia

As medidas reológicas das soluções poliméricas de goma Xantana foram realizadas no reômetro *R/S Plus* da Brookfield® acoplado a banho termostatizado e com o auxílio do

software computacional (*Rheo 3000*), conforme detalhes na Figura 3.2. Esse reômetro utiliza a configuração de dois cilindros coaxiais (*spindle* coaxial CC3-40). As faixas de operação do equipamento para o modelo de *spindle* utilizado foram:

- Viscosidade de 0,004–1338 Pa.s;
- Taxas de deformação de 2–2148 s⁻¹;
- Máxima tensão cisalhante de 287 Pa.
- Torque na faixa de 0,05–50 mNm e resolução de torque de 0,01 mN.m.



Figura 3.2 – Reômetro e banho termostaticado utilizado.

3.2.1. Calibração

Antes de se proceder aos ensaios de reologia, fez-se a calibração do reômetro utilizando dois fluidos padrão (à base de glicerina) de viscosidades de 50 cP (mPa.s) e 492 cP (mPa.s). Neste teste, variou-se a taxa de deformação e observou-se a variação da viscosidade ou tensão de cisalhamento com o tempo, atestando a precisão ou exatidão do reômetro utilizado. As Figuras 3.3 e 3.4 mostram os resultados obtidos nesta etapa.

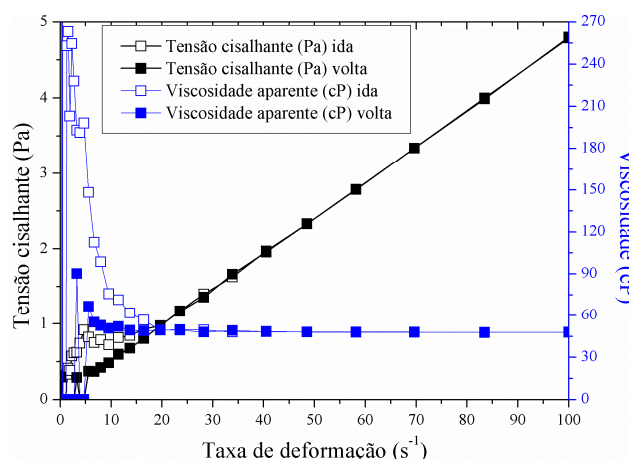


Figura 3.3 – Calibração para fluido padrão de viscosidade 50 cP.

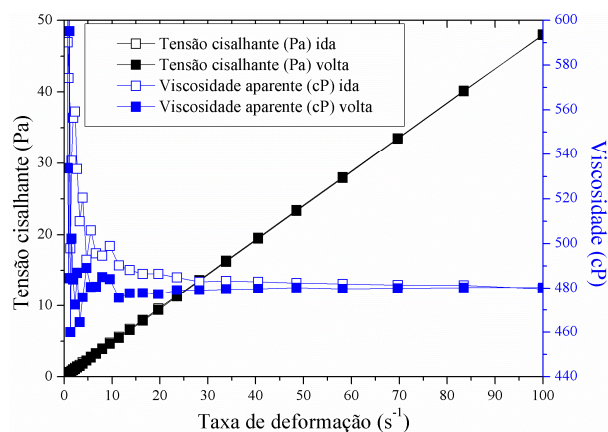


Figura 3.4 – Calibração para fluido padrão de viscosidade 492 cP.

Pode-se observar nas Figuras 3.3 e 3.4 que para taxas de deformação abaixo de 20 s^{-1} os valores medidos de tensão cisalhante flutuam bastante, levando a valores equivocados para viscosidade aparente do material. Desta forma, o equipamento não foi adequado para realizar medições a taxas de deformação muito baixas, o que atrapalha na estimativa da tensão limite de escoamento de fluidos viscoplásticos.

3.2.2. Procedimento para Obtenção da Curva de Escoamento (*Flow Curve*)

A curva de escoamento para os fluidos de perfuração (que são tixotrópicos) foi obtida assegurando que todos os pontos já se encontravam em regime permanente, utilizando-se para isto um tempo de espera superior a t_{ss} para cada taxa de deformação aplicada. Os tempos de espera foram fixados em 13440, 8100, 5820, 4200, 3840, 2400, 2640, 2400, 2400 e 2400 para as taxas de deformação de 5, 10, 50, 80, 100, 200, 300, 500, 700 e 900 s^{-1} , respectivamente. Tomando o último valor de tensão para cada taxa de deformação, obteve-se a curva de escoamento.

3.3. Preparo das Soluções Poliméricas

Para se preparar o fluido, inicialmente pesava-se numa balança analítica de precisão a quantidade de polímero necessária para a obtenção da concentração da solução desejada (0,1%, 0,3% ou 0,5% em massa). Então, realizava-se o pré-aquecimento da água em um banho de aquecimento da marca FISATOM (modelo 550 com 1200 W), com o intuito de facilitar a dispersão polimérica, Figura 3.5. Eram preparadas pequenas bateladas de 10 L de solução utilizando um mixer de uso doméstico da marca WALLITA com 300 W de potência, Figura 3.6. O tempo de agitação não foi pré-determinado. Como critério aguardava-se a

completa dissolução do polímero. Além de promover a homogeneização da suspensão, o mixer utilizado se mostrou bastante eficiente no corte e na desagregação dos flocos eventualmente formados durante a dispersão. Com o intuito de limitar o desenvolvimento de microorganismos, adicionou-se a mistura solução de formol. Seguindo o mesmo critério utilizado no trabalho de PEREIRA (2006) adotou-se que a quantidade de solução de formol (37%) em mililitros seria numericamente igual ao peso de polímero (em gramas) a ser adicionado para uma dada concentração. Ao término de cada batelada de solução, o conteúdo do recipiente era adicionado ao tanque de homogeneização e preparava-se uma nova batelada. Para a realização dos ensaios experimentais, estimou-se que o volume mínimo de solução necessário seria de 160 litros. O fluido preparado ainda era homogeneizado no tanque da unidade experimental, permanecendo em circulação sob agitação por algumas horas.



Figura 3.5 – Banho de aquecimento utilizado.



Figura 3.6 – Mixer utilizado para homogeneização da solução.

3.4. Unidade Experimental

Para se estudar os padrões de escoamento em um espaço anular, diferentes propostas de montagem experimental são encontradas na literatura. A montagem experimental proposta neste trabalho teve suas motivações que levaram a este projeto específico.

Um esquema da unidade experimental utilizada neste trabalho, montada no Laboratório da Unidade Avançada de Pesquisa da Faculdade de Engenharia Química da Universidade Federal de Uberlândia, encontra-se na Figura 3.7. Esta figura ilustra os principais equipamentos e instrumentos de medição utilizados na unidade desenvolvida.

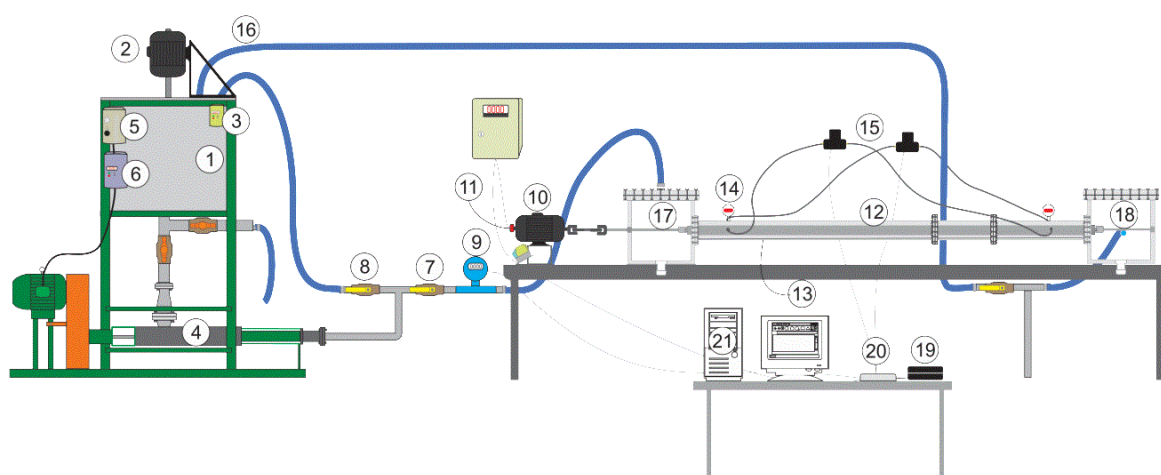


Figura 3.7 – Esquema da unidade experimental.

Os principais componentes dessa unidade encontram-se listados a seguir:

- Tanque⁽¹⁾ de aço inox, com capacidade de 180 litros, para o armazenamento e a homogeneização do fluido, possuindo quatro chicanas laterais para evitar a formação de vórtices durante a operação de agitação, Figura 3.8;
- Agitador mecânico de aço inox com um motor elétrico⁽²⁾ de 1 CV acoplado a um inversor de frequência⁽³⁾ da marca WEG para o controle da velocidade de rotação, Figura 3.8;
- Bomba helicoidal⁽⁴⁾ de deslocamento positivo de marca NETZSCH do Brasil, modelo NEMO[®] NM045SY61L07V, para operar na posição horizontal, com motor elétrico WEG de 7,5 CV, responsável pelo fornecimento de energia para o movimento do fluido, Figura 3.9;



Figura 3.8 – Sistema de homogeneização do fluido (tanque e agitador mecânico).



Figura 3.9 – Sistema de circulação do fluido.

- Chave⁽⁵⁾ para acionamento da bomba e inversor de frequência⁽⁶⁾ para controle da velocidade de rotação do eixo do motor da bomba e consequentemente o valor da vazão na sua saída, Figura 3.9.
- Válvulas de alimentação⁽⁷⁾ e de *by-pass*⁽⁸⁾ para ajustar a vazão de escoamento direcionada ao anular e a vazão de retorno ao tanque de alimentação, Figura 3.10;
- Medidor magnético de vazão volumétrica⁽⁹⁾ da marca CONAUT modelo IFS4000 W/6 com *display* indicador e com conversor de sinal modelo IFC-090K, para a medição da vazão direcionada ao anular (até 21,89 m³/h), fornecendo sinal de saída de 4 a 20 mA, Figura 3.10;
- Motor elétrico WEG de quatro pólos⁽¹⁰⁾ com 1,0 CV de potência acoplado a um inversor de frequência WEG modelo CFW08 para o controle da velocidade de rotação do eixo interno, que foi adotada no sentido horário, Figura 3.10.



Figura 3.10 – Alimentação de fluido e sistema de rotação do eixo.

- Rotary Encoder⁽¹¹⁾ da marca AUTONICS modelo E40H12 (eixo vazado de 12 mm e diâmetro de 40 mm) com display digital para a aferição da velocidade de rotação do eixo interno (faixa de 0–1750 rpm), fornecendo sinal de saída de 0 a 5 V, Figura 3.11.



Figura 3.11 – Encoder acoplado ao eixo do motor.

- Região anular⁽¹²⁾ formada por quatro corpos cilíndricos: três tubos externos de acrílico cristal com 100 mm de diâmetro e comprimentos totalizando 2,445 m e um eixo interno de alumínio com 50 mm de diâmetro e 2,445 m de comprimento. A razão entre diâmetros era 0,50. Os pontos para a medição de pressão foram alocados a 0,197 m (próximo à caixa de entrada) e 2,255 m (próximo à caixa de saída), Figura 3.12.



Figura 3.12 – Região anular estudada.

- Pequenas placas de acrílico⁽¹³⁾ foram coladas na porção inferior dos tubos de acrílico, caracterizando uma altura de obstrução de 6 mm, Figura 3.13.

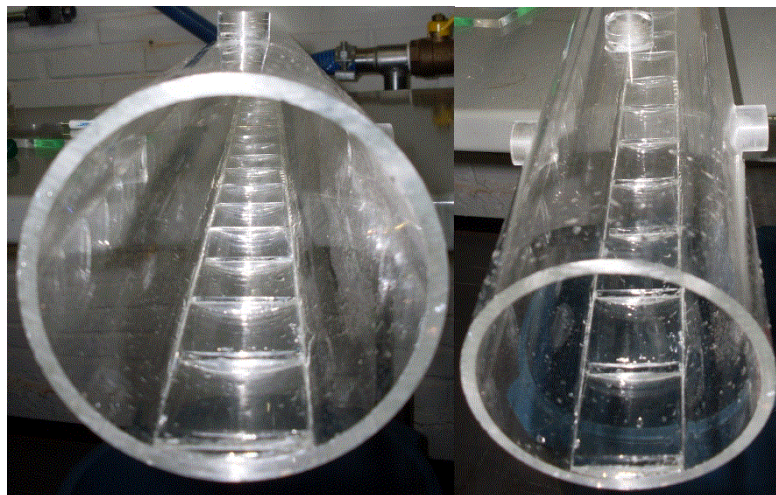


Figura 3.13 – Obstrução estabelecida nos tubos de acrílico.

- Manômetros digitais indicadores de pressão⁽¹⁴⁾ da marca DWYER (modelo DPG-204), para a faixa de medição de pressão de 0 a 50 psi, capturavam os valores de pressão na porção superior dos tubos de acrílico e forneciam sinal de saída de 4–20mA.
- Transmissores diferenciais de baixa pressão⁽¹⁵⁾ da marca AST (modelo AST5100) para a faixa de medição de 0–20 in H₂O ($\pm 0,2$ in H₂O de precisão) foram posicionados para obter a queda de pressão em cada uma das laterais do tubo externo, fornecendo sinal de saída de 0 a 5 V, Figura 3.14.

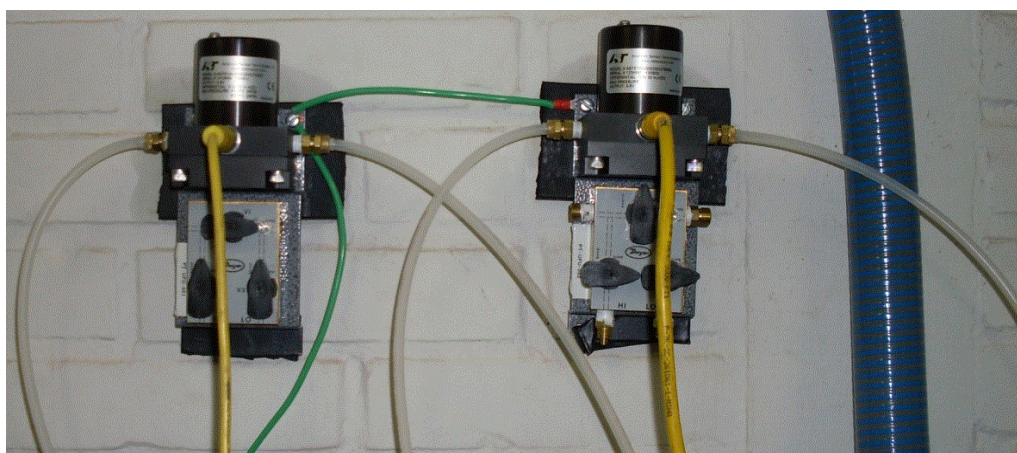


Figura 3.14 – Manômetros diferenciais de baixa pressão.

- Mangueiras⁽¹⁶⁾ de *by-pass* e de reciclo retornavam o fluido ao tanque de alimentação;

- A alimentação da região anular era feita utilizando uma caixa de alimentação⁽¹⁷⁾ para uma melhor distribuição do fluido na entrada da região anular. A mangueira de alimentação era posicionada no topo da caixa, Figura 3.15.

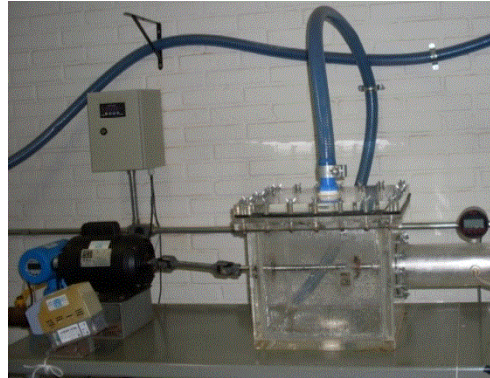


Figura 3.15 – Caixa de alimentação.

- Caixa de saída⁽¹⁸⁾ era utilizada ao final da região anular para minimizar as perturbações próximas da saída da região anular, Figura 3.16.

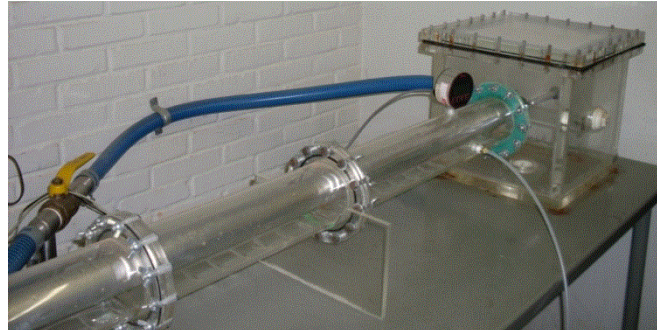


Figura 3.16 – Caixa de saída, válvula e mangueira de reciclo

- Para a medição da temperatura foi utilizado um sensor PT100 e um transmissor de temperatura *smart* isolado TxIsoRail para condicionar e isolar os sinais, fornecendo sinais de saída de 0 a 10 V, Figura 3.17.

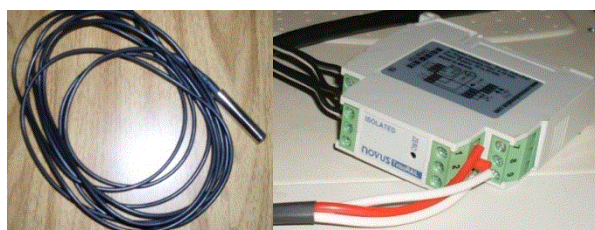


Figura 3.17 – Sensor e transmissor de temperatura.

- Modulo isolador e distribuidor de sinal IS400P da Smar⁽¹⁹⁾ era utilizado para eliminar problemas de distorção na transferência de sinal dos sensores, e podia receber sinal de entrada em voltagem (0–5 V) ou corrente (4–20 mA) e fornecer sinal de saída da mesma forma, Figura 3.18.

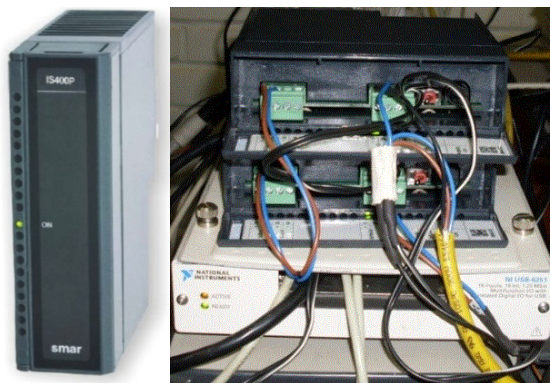


Figura 3.18 – Modulo isolador galvânico.

- Sistema de aquisição de dados, constituído por um computador e uma placa de aquisição de dados⁽²⁰⁾ da *National Instruments* modelo USB-6251, que recebia os sinais dos sensores e os tratava por meio do *software* LABVIEW[®] 8.5 instalado no computador⁽²¹⁾. O sistema de aquisição foi programado para obter 1000 amostras a cada tomada, isso à velocidade de 1000 amostras por segundo; a partir desses valores, foram calculadas a média e o desvio padrão das medidas. Foi também instalado todo o sistema de fiação para conexão entre os medidores e a placa. Para os equipamentos de medição que possuíam saída de sinal analógico de 4 a 20 mA foi necessária a instalação de resistências de 249 Ω , a fim de obter um sinal de voltagem de 1 a 5 V (tendo em vista que a placa de aquisição não aceita sinais de corrente).

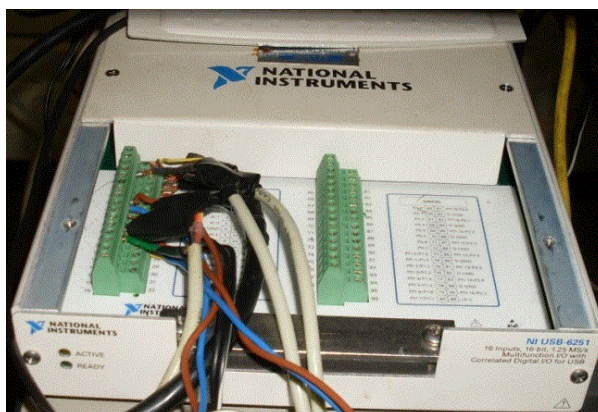


Figura 3.19 – Placa de aquisição de dados.

- Foi utilizado um suporte que permitia a fixação do eixo interno nos diferentes valores de excentricidade: $E=0$ (ou concêntrico), $E=0,23$ e $E=0,46$, Figura 3.20.

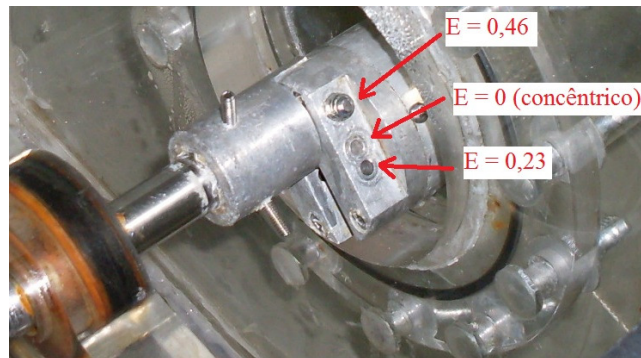


Figura 3.20 – Suporte para ajuste da excentricidade e fixação do eixo interno.

A fixação da haste no suporte, nas duas posições excêntricas ($E=0,23$) e ($E=0,46$), proporcionaram um movimento rotacional excêntrico do eixo interno, como esquematizado na Figura 3.21. O eixo interno gira em torno do eixo central ao tubo externo e não ao seu próprio centro, ocasionado a rotação excêntrica. Observe que para cada instante da volta, o eixo interno vai trocando seu posicionamento no espaço anular até retornar a posição inicial após completar uma volta.

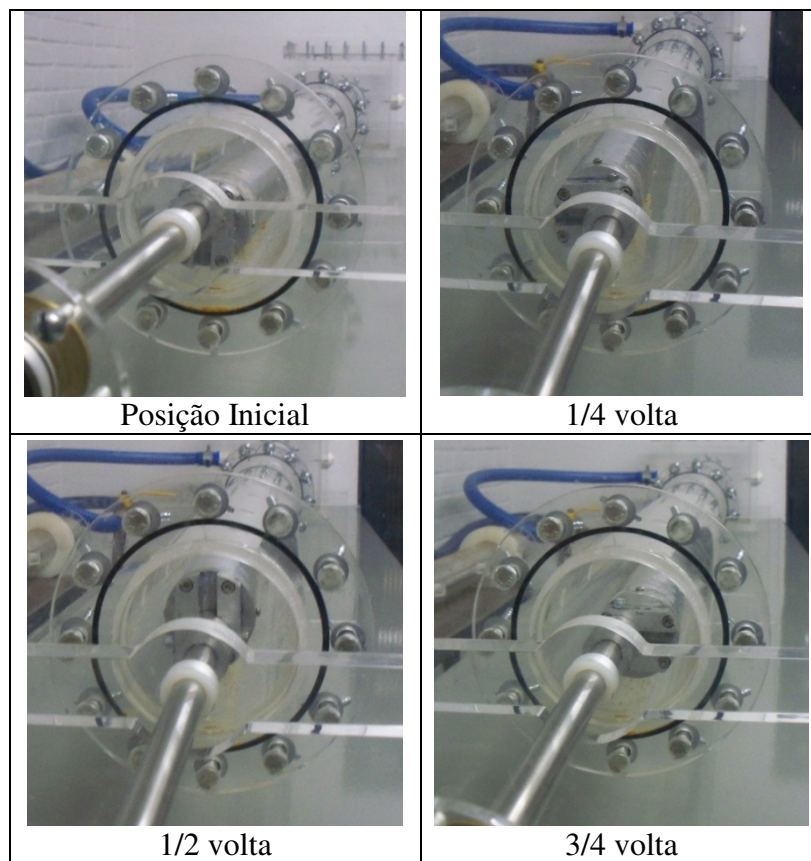


Figura 3.21 – Posicionamento do eixo interno durante uma volta (movimento excêntrico).

Nas Figuras 3.22 e 3.23, são apresentados os aplicativos denominados VIs (Virtual Instruments) utilizados para a aquisição de dados de média e desvio padrão dos sensores, no *software* LABVIEW® 8.5. Na Figura 3.22 é apresentado o diagrama de blocos onde é feita a programação dos objetos do painel frontal, Figura 3.23, que é a interface com o usuário.

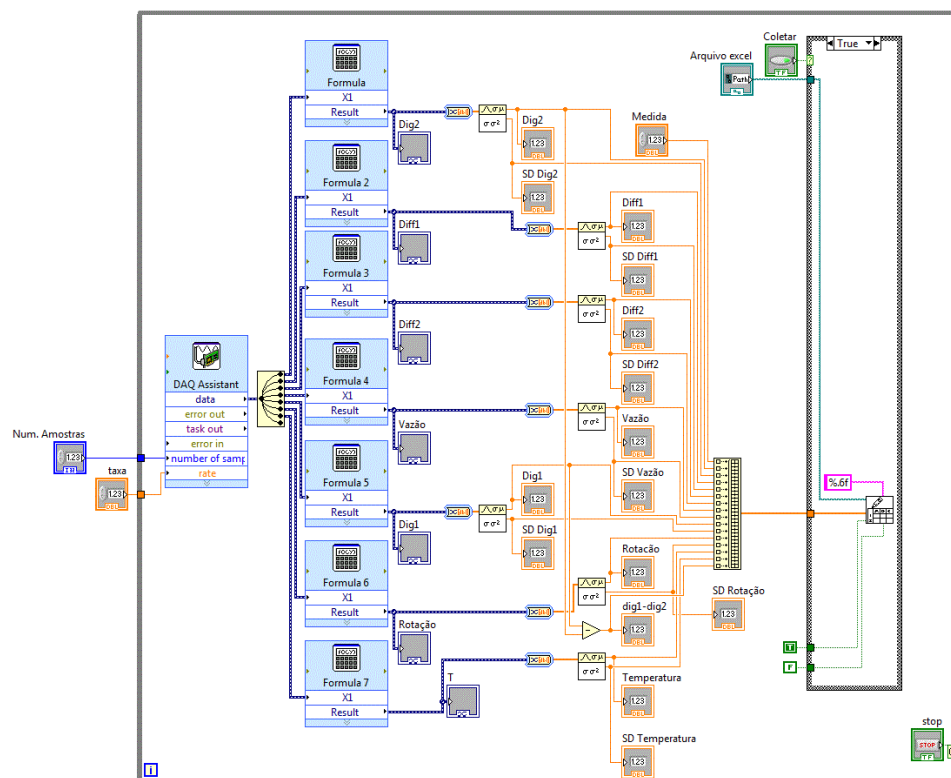


Figura 3.22 – Vista do diagrama de bloco da VI gerada no LABVIEW® 8.5.

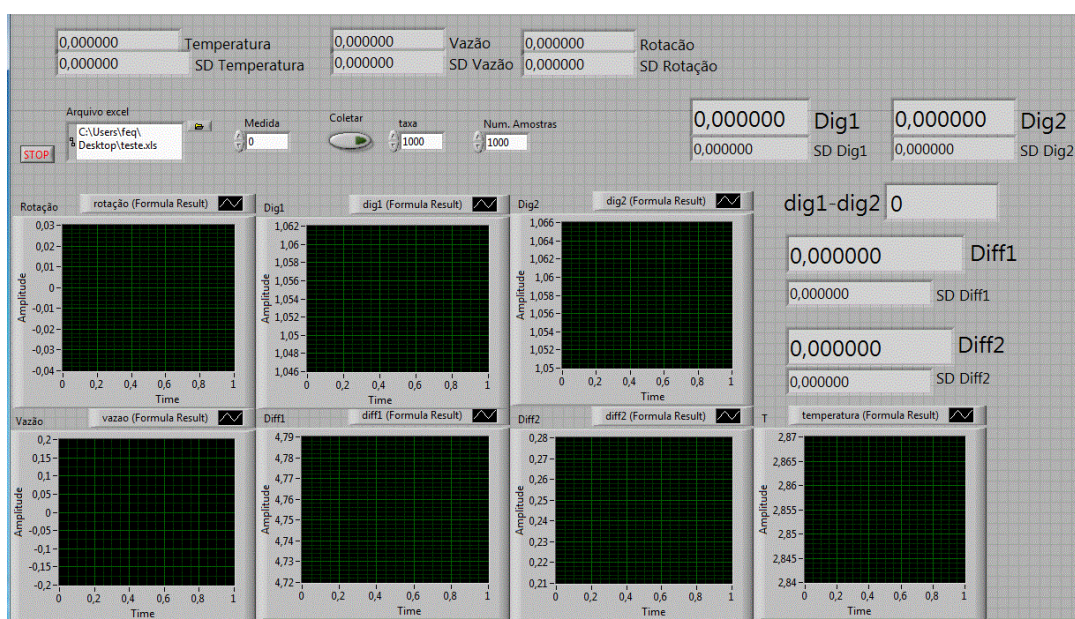


Figura 3.23 – Vista do painel frontal da VI gerada para a aquisição de dados LABVIEW® 8.5.

3.5. Procedimento Experimental

Uma vez definida previamente a configuração de excentricidade a ser utilizada nos ensaios, o parafuso era colocado no suporte fixando o eixo interno no valor de excentricidade desejado ($E=0$, $E=0,23$ ou $E=0,46$). Adicionavam-se 160 L da solução ao tanque de alimentação. Em seguida, acionava-se o agitador, que permanecia em funcionamento durante todo o ensaio, para a completa homogeneização da solução no tanque. Antes do acionamento da bomba helicoidal, verificava-se o posicionamento das válvulas e depois de ligada a bomba regulava-se através do inversor de frequência e das válvulas a quantidade de solução a ser enviada ao anular até atingir a vazão desejada.

Mantinha-se o sistema ligado para a circulação do fluido pela unidade para que bolhas de ar pudessem ser eliminadas, especialmente na linha dos sensores de pressão diferencial. Uma vez acertada a condição de escoamento, procedia-se com a programação da rotação do eixo interno, utilizando o inversor de frequência, se este fosse o caso.

Uma vez que o sistema estivesse em condições estáveis, iniciavam-se as medidas experimentais. Era realizada a coleta, através do sistema de aquisição de dados instalado na unidade, da vazão, da rotação, da temperatura da solução no tanque, das pressões nos manômetros digitais e da queda de pressão no anular através dos manômetros diferenciais.

Os valores de queda de pressão obtidos no anular eram calculados pela média das leituras dos dois manômetros diferenciais posicionados nas laterais do tubo. Os valores de pressão pontuais medidos pelos manômetros digitais na porção superior do tubo não eram utilizados para o cálculo da queda de pressão uma vez que estes manômetros não possuíam sensibilidade suficiente para captar as pequenas variações de queda de pressão do anular. Assim estes valores de pressão nos pontos eram registrados somente para se quantificar a magnitude de pressão alcançada nestes pontos. Além disso, as medidas realizadas na porção superior do tubo não eram confiáveis uma vez que bolhas sempre se aprisionavam nestes pontos de tomadas de pressão.

Assim para cada experimento eram obtidos valores de vazão com a queda de pressão correspondente, para um dado anular (concêntrico ou excêntrico) operando com rotação do tubo interno ou não, para um certo fluido com parâmetros reológicos determinados. A obtenção destes dados possibilitava o cálculo do número de Reynolds generalizado, a determinação do regime de escoamento, a determinação dos fatores de atrito experimental e teórico com equações encontradas na literatura, dentre outros.

3.5.1. Regime de Escoamento

Para a determinação dos regimes de escoamentos utilizaram-se os dados experimentais de vazão versus queda de pressão para se calcular o fator de atrito de Fanning experimental (Equação 2.32), dados de vazão e reologia dos fluidos juntamente com correlações da literatura (Equações 2.34, 2.35 e 2.36) para se calcular o número de Reynolds generalizado e o fator de atrito segundo os modelos reológicos de *Power-Law*, Bingham e Herschel-Bulkley, respectivamente. Como os anulares empregados neste estudo possuíam uma redução de área causada pela obstrução de 6 mm, este efeito foi considerado no cálculo da área da seção transversal que era utilizada na estimativa da velocidade média do escoamento. Já no cálculo do diâmetro hidráulico este efeito era muito pequeno e por isso foi desprezado. Assim a Equação (2.10) foi empregada para a estimativa do diâmetro hidráulico. As correlações propostas por HACIISLAMOGU e LANGLINAIS (1990) e HACIISLAMOGU e CARTALOS (1994) foram utilizadas para a correção da excentricidade usando o índice de comportamento de fluxo (n) para fluido *Power-Law* (Equação 2.52). Também foram aplicadas algumas correlações da literatura buscando caracterizar melhor o regime de escoamento.

3.5.2. Planejamento Experimental

Objetivando-se avaliar o escoamento de fluidos não-Newtonianos em espaços anulares parcialmente obstruídos, foi efetuado um planejamento experimental levando em consideração diferentes variáveis geométricas e operacionais. A variável geométrica escolhida para este estudo foi a excentricidade (X_2) e as variáveis operacionais foram a vazão de escoamento (X_3), a rotação do eixo interno (X_4) e a concentração de GX no fluido (X_1).

As condições dos experimentos e o tratamento dos dados foram feitos com a aplicação da metodologia de planejamento experimental (BOX *et al.*, 1978) e da técnica de superfície de resposta (MYERS, 1976). Foram utilizados três níveis para cada um dos quatro fatores estudados, com duas réplicas no centro, levando à realização de 83 experimentos e 3 diferentes anulares. Apesar de um planejamento composto central (PCC) reduzir substancialmente o esforço experimental, por requerer um número menor de experimentos, neste trabalho não foi possível utilizá-lo devido à limitação de apenas três níveis para a variável geométrica excentricidade. A unidade experimental somente possuía duas posições para troca de excentricidade ($E=0,23$) e ($E=0,46$) além da posição central ($E=0$). Desta forma, um planejamento experimental a três níveis foi estabelecido mediante a utilização do software STATISTICA[®] 10, cujo resultado está contido nas Tabelas 3.1, 3.2 e 3.3.

Tabela 3.1 – Planejamento experimental a 3 níveis para 4 fatores (Parte 1)

	X_1 (Concentração de GX) (% em peso)		X_2 (Excentricidade) [-]		X_3 (Vazão) (m ³ /h)		X_4 (Rotação) (rpm)	
1	-1	0,1	-1	0	-1	3	-1	0
2	-1	0,1	-1	0	-1	3	0	200
3	-1	0,1	-1	0	-1	3	1	400
4	-1	0,1	-1	0	0	6	-1	0
5	-1	0,1	-1	0	0	6	0	200
6	-1	0,1	-1	0	0	6	1	400
7	-1	0,1	-1	0	1	9	-1	0
8	-1	0,1	-1	0	1	9	0	200
9	-1	0,1	-1	0	1	9	1	400
10	-1	0,1	0	0,23	-1	3	-1	0
11	-1	0,1	0	0,23	-1	3	0	200
12	-1	0,1	0	0,23	-1	3	1	400
13	-1	0,1	0	0,23	0	6	-1	0
14	-1	0,1	0	0,23	0	6	0	200
15	-1	0,1	0	0,23	0	6	1	400
16	-1	0,1	0	0,23	1	9	-1	0
17	-1	0,1	0	0,23	1	9	0	200
18	-1	0,1	0	0,23	1	9	1	400
19	-1	0,1	1	0,46	-1	3	-1	0
20	-1	0,1	1	0,46	-1	3	0	200
21	-1	0,1	1	0,46	-1	3	1	400
22	-1	0,1	1	0,46	0	6	-1	0
23	-1	0,1	1	0,46	0	6	0	200
24	-1	0,1	1	0,46	0	6	1	400
25	-1	0,1	1	0,46	1	9	-1	0
26	-1	0,1	1	0,46	1	9	0	200
27	-1	0,1	1	0,46	1	9	1	400

Tabela 3.2 – Planejamento experimental a 3 níveis para 4 fatores (Parte 2)

	X_1 (Concentração de GX) (% em peso)		X_2 (Excentricidade) [-]		X_3 (Vazão) (m ³ /h)		X_4 (Rotação) (rpm)	
28	0	0,3	-1	0	-1	3	-1	0
29	0	0,3	-1	0	-1	3	0	200
30	0	0,3	-1	0	-1	3	1	400
31	0	0,3	-1	0	0	6	-1	0
32	0	0,3	-1	0	0	6	0	200
33	0	0,3	-1	0	0	6	1	400
34	0	0,3	-1	0	1	9	-1	0
35	0	0,3	-1	0	1	9	0	200
36	0	0,3	-1	0	1	9	1	400
37	0	0,3	0	0,23	-1	3	-1	0
38	0	0,3	0	0,23	-1	3	0	200
39	0	0,3	0	0,23	-1	3	1	400

continua

continuação

	X_1 (Concentração de GX) (% em peso)		X_2 (Excentricidade) [–]		X_3 (Vazão) (m ³ /h)		X_4 (Rotação) (rpm)	
40	0	0,3	0	0,23	0	6	-1	0
41	0	0,3	0	0,23	0	6	0	200
42	0	0,3	0	0,23	0	6	1	400
43	0	0,3	0	0,23	1	9	-1	0
44	0	0,3	0	0,23	1	9	0	200
45	0	0,3	0	0,23	1	9	1	400
46	0	0,3	1	0,46	-1	3	-1	0
47	0	0,3	1	0,46	-1	3	0	200
48	0	0,3	1	0,46	-1	3	1	400
49	0	0,3	1	0,46	0	6	-1	0
50	0	0,3	1	0,46	0	6	0	200
51	0	0,3	1	0,46	0	6	1	400
52	0	0,3	1	0,46	1	9	-1	0
53	0	0,3	1	0,46	1	9	0	200
54	0	0,3	1	0,46	1	9	1	400
82	0	0,3	0	0,23	0	6	0	200
83	0	0,3	0	0,23	0	6	0	200

Tabela 3.3 – Planejamento experimental a 3 níveis para 4 fatores (Parte 3)

	X_1 (Concentração de GX) (% em peso)		X_2 (Excentricidade) [–]		X_3 (Vazão) (m ³ /h)		X_4 (Rotação) (rpm)	
55	1	0,5	-1	0	-1	3	-1	0
56	1	0,5	-1	0	-1	3	0	200
57	1	0,5	-1	0	-1	3	1	400
58	1	0,5	-1	0	0	6	-1	0
59	1	0,5	-1	0	0	6	0	200
60	1	0,5	-1	0	0	6	1	400
61	1	0,5	-1	0	1	9	-1	0
62	1	0,5	-1	0	1	9	0	200
63	1	0,5	-1	0	1	9	1	400
64	1	0,5	0	0,23	-1	3	-1	0
65	1	0,5	0	0,23	-1	3	0	200
66	1	0,5	0	0,23	-1	3	1	400
67	1	0,5	0	0,23	0	6	-1	0
68	1	0,5	0	0,23	0	6	0	200
69	1	0,5	0	0,23	0	6	1	400
70	1	0,5	0	0,23	1	9	-1	0
71	1	0,5	0	0,23	1	9	0	200
72	1	0,5	0	0,23	1	9	1	400
73	1	0,5	1	0,46	-1	3	-1	0
74	1	0,5	1	0,46	-1	3	0	200
75	1	0,5	1	0,46	-1	3	1	400
76	1	0,5	1	0,46	0	6	-1	0
77	1	0,5	1	0,46	0	6	0	200
78	1	0,5	1	0,46	0	6	1	400
79	1	0,5	1	0,46	1	9	-1	0
80	1	0,5	1	0,46	1	9	0	200
81	1	0,5	1	0,46	1	9	1	400

Cada parte do planejamento experimental corresponde a um dado fluido, valor fixo de X_1 (concentração de GX). A coleta dos dados experimentais era feita mantendo-se um valor de X_2 (excentricidade), e variando-se as demais variáveis X_3 (vazão) e X_4 (rotação) antes de se trocar a excentricidade, uma vez que o processo deveria ser interrompido a cada troca de excentricidade para mudar a posição do suporte no eixo.

As condições de operação, que possibilitavam um funcionamento estável e seguro da unidade experimental que possuía tubo externo de acrílico, foram determinadas experimentalmente, ao longo de ensaios preliminares, verificando-se os valores mínimo e máximo para a vazão de escoamento e para a rotação do cilindro interno. Estes valores foram selecionados tomando-se o cuidado de evitar grandes vibrações na unidade.

A adimensionalização das variáveis independentes estudadas é apresentada a seguir.

$$X_1 = \frac{\text{concentração de GX (\%)} - 0,3}{0,2} \quad (3.1)$$

$$X_2 = \frac{\text{excentricidade [-]} - 0,23}{0,23} \quad (3.2)$$

$$X_3 = \frac{\text{vazão (m}^3/\text{h)} - 6}{3} \quad (3.3)$$

$$X_4 = \frac{\text{rotação (rpm)} - 200}{200} \quad (3.4)$$

No planejamento empregado foi estudado o escoamento do tipo helicoidal ou Couette-Poiseuille. Existe a contribuição do escoamento do tipo Couette gerando um perfil tangencial de escoamento devido à rotação da parede e a contribuição do escoamento do tipo Poiseuille onde prevalece um perfil axial de escoamento gerado pela queda de pressão imposta.

3.5.3. Injeção de Partículas

Numa tentativa de descrever o comportamento fluidodinâmico do escoamento em um anular parcialmente obstruído, foi feita a injeção de partículas. As partículas utilizadas consistiam em esferas de vidro ($\rho = 2460 \text{ kg/m}^3$) de 2,7 mm de diâmetro pintadas na cor preta para melhor visualização, Figura 3.24. As mesmas eram injetadas utilizando uma seringa na entrada da seção anular (posição axial $x = 0,197 \text{ m}$).

A visualização da trajetória da partícula permitia a estimativa da sua velocidade média e do comprimento de onda (tamanho ou dimensão periódica) do helicoide correspondente à sua trajetória. Ressalta-se neste ponto que devido à dimensão e densidade das partículas usadas, as

mesmas não podem ser consideradas traçadores, porém, os caminhos desenvolvidos por elas podem servir como uma aproximação para as linhas de corrente presentes no escoamento.



Figura 3.24 – Esferas de vidro empregadas.

Para este estudo selecionou-se o anular concêntrico e operou-se com uma rotação do tubo interno de 183 rpm. A vazão empregada foi de 1 m³/h para um fluido preparado com 0,5% de GX ($\tau_0 = 3,1385$, $K = 0,3864$, $n = 0,5018$). Para se obter a velocidade média e a dimensão do helicoide utilizou-se um cronômetro e foram feitas marcações da posição da partícula em linhas horizontais previamente desenhadas no tubo externo do anular, Figura 3.25.

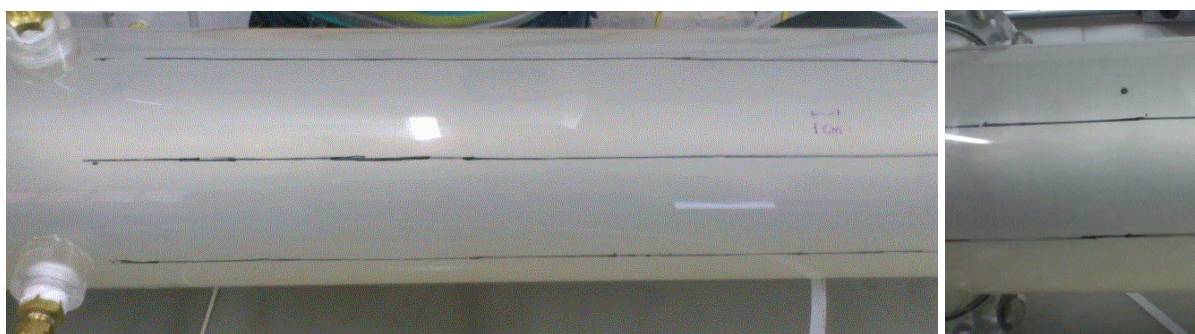


Figura 3.25 – Linhas horizontais desenhadas no tubo externo do anular.

O cálculo da velocidade média era feito utilizando-se a distância horizontal percorrida pela partícula com o tempo gasto neste deslocamento. Já a dimensão característica do helicoide era medida através da distância entre as marcações periódicas por onde a partícula passava nas linhas horizontais marcadas no tubo externo, como ilustra a Figura 3.26.

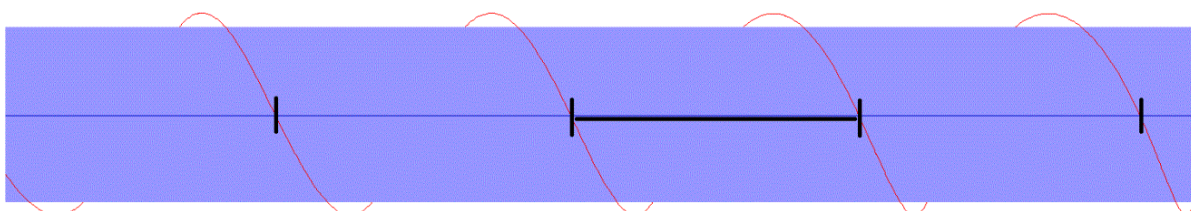


Figura 3.26 – Cálculo da dimensão característica do helicoide.

3.6. Metodologia Numérica

A Figura 3.27 apresenta de forma esquemática um resumo das simulações realizadas neste trabalho. Cada uma das frentes exploradas será explicada com detalhes nos itens a seguir.

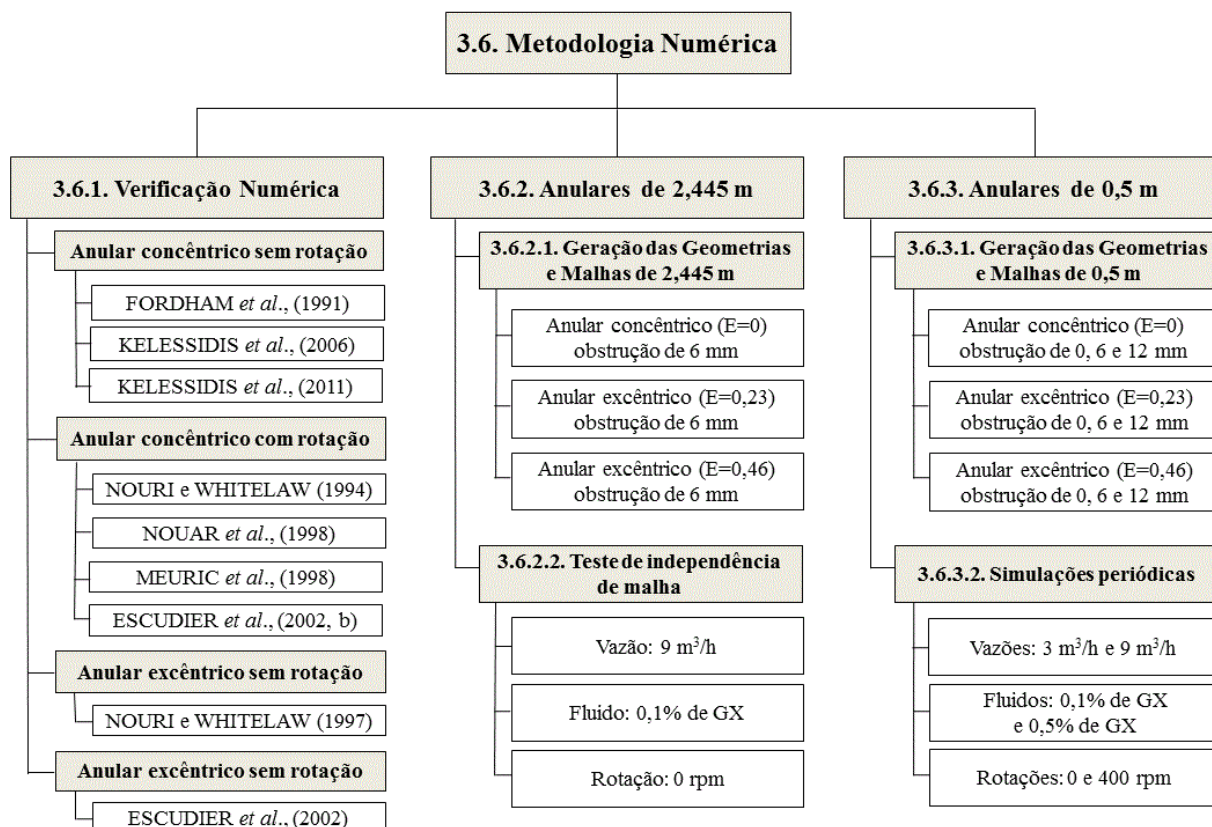


Figura 3.27 – Esquema das simulações realizadas.

3.6.1. Verificação Numérica

Com o intuito de verificar a estratégia numérica adotada neste estudo, um conjunto de simulações foi realizado com base em trabalhos experimentais e numéricos, nos quais os autores realizaram determinações de perfis de velocidade e/ou queda de pressão em anulares.

A Tabela 3.4 apresenta de forma resumida as condições estudadas pelos autores da literatura e que foram reproduzidas neste trabalho pelas simulações numéricas utilizando o *software FLUENT*® 14.0.

Tabela 3.4 – Trabalhos da literatura utilizados para a verificação numérica.

	Fluido / Anular	U (m/s)	ω (rpm)	τ_0 (Pa)	K (Pa s ⁿ)	n
FORDHAM <i>et al.</i> (1991)	0,5% GX $E = 0$	0,07	0	1,59	0,143	0,54
		0,14	0	1,59	0,143	0,54
		0,28	0	1,59	0,143	0,54
		0,42	0	1,59	0,143	0,54
		0,50	0	1,59	0,143	0,54
		0,57	0	1,59	0,143	0,54
		0,64	0	1,59	0,143	0,54
		0,71	0	1,59	0,143	0,54
		0,85	0	1,59	0,143	0,54
	Estreito $E = 0$	0,67	0	10	0,3	0,65
	Largo $E = 0$	0,15	0	10	0,3	0,65
NOURI e WHITELAW (1994)	0,2% CMC $E = 0$	0,614	0	0	0,044	0,75
		0,614	300	0	0,044	0,75
NOURI e WHITELAW (1997)	0,2% CMC $E = 0,5$	0,56	0	0	0,044	0,75
		0,54	300	0	0,044	0,75
MEURIC <i>et al.</i> (1998)	$E = 0$	–	0	0	7,8	0,55
		–	300	0	7,8	0,55
NOUAR <i>et al.</i> (1998)	0,2% Carbopol 940 $E = 0$	0,0728	0	26,54	20,93	0,35
		0,0728	131,78	32	12,09	0,43
		0,0728	268,34	32	12,09	0,43
		0,0728	26,55	32	12,09	0,43
		0,0728	133,98	22,2	12,8	0,4
		0	131,78	22,2	12,8	0,4
ESCUDIER <i>et al.</i> (2002a)	$E = 0$ $E = 0,2$ $E = 0,4$ $E = 0,6$ $E = 0,7$	0,1	0	0	0,1	0,5
		0,1	57,3	0	0,1	0,5
		0,1	105	0	0,1	0,5
		0,1	143,24	0	0,1	0,5
		0,1	171,89	0	0,1	0,5
		0,1	238,73	0	0,1	0,5
		0,1	238,73	0	0,1	0,5
ESCUDIER <i>et al.</i> (2002b)	0,1% GX/0,1% CMC $E = 0$	0,202	30	–	–	–
		0,203	50	–	–	–
	0,1% GX/0,1% CMC $E = 0,8$	0	50,7	–	–	–
		0	50	–	–	–
		0,267	0	–	–	–
		0,288	0	–	–	–
		0,268	51,1	–	–	–
		0,268	50	–	–	–
		0,268	50	–	–	–
KELESSIDIS <i>et al.</i> (2006)	S12 – GS $E = 0$	0,1	0	0,3976	0,094	0,7036
		0,2	0	0,3976	0,094	0,7036
		0,3	0	0,3976	0,094	0,7036
		0,4	0	0,3976	0,094	0,7036
		0,5	0	0,3976	0,094	0,7036

continua

continuação

KELESSIDIS <i>et al.</i> (2006)	S12 – NLP $E=0$	0,1	0	0,0001	1,0493	0,3218
		0,2	0	0,0001	1,0493	0,3218
		0,3	0	0,0001	1,0493	0,3218
		0,4	0	0,0001	1,0493	0,3218
		0,5	0	0,0001	1,0493	0,3218
	S19 – GS $E=0$	0,05	0	1,4701	0,6234	0,5203
		0,1	0	1,4701	0,6234	0,5203
		0,15	0	1,4701	0,6234	0,5203
		0,2	0	1,4701	0,6234	0,5203
		0,25	0	1,4701	0,6234	0,5203
	S19 – NLP $E=0$	0,05	0	0	1,117	0,4414
		0,1	0	0	1,117	0,4414
		0,15	0	0	1,117	0,4414
		0,2	0	0	1,117	0,4414
		0,25	0	0	1,117	0,4414
KELESSIDIS <i>et al.</i> (2011)	1.85% bentonita $E=0$	0,267	0	1,073	0,0088	0,8798
		0,424	0	1,073	0,0088	0,8798
		0,59	0	1,073	0,0088	0,8798
		0,782	0	1,073	0,0088	0,8798
		0,915	0	1,073	0,0088	0,8798

FORDHAM *et al.* (1991) obtiveram dados experimentais de queda de pressão para diversas vazões de um fluido Herschel-Bulkley escoando em um anular concêntrico, com diâmetro do tubo externo de 5 cm e diâmetro do tubo interno de 4 cm. Assim, foi criada uma geometria reproduzindo as dimensões da unidade experimental, incluindo o comprimento de 3 m, sendo a simulação realizada de forma periódica na direção axial. A malha computacional gerada utilizando o *software GAMBIT*[®] possuía um total de 768000 células hexaédricas, Figura 3.28.

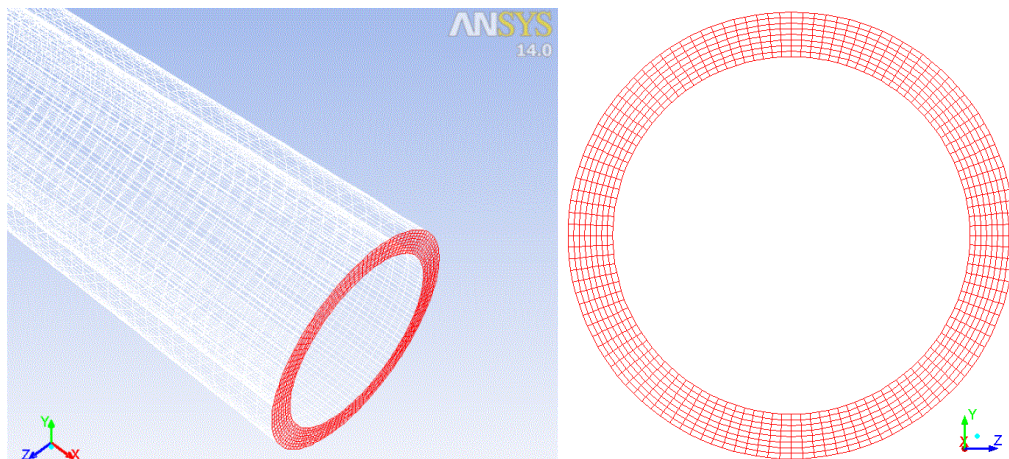


Figura 3.28 – Geometria gerada para simular o anular de FORDHAM *et al.* (1991).

FORDHAM *et al.* (1991) também realizaram simulações de fluidos Herschel-Bulkley escoando em um anulares concêntricos extremamente estreitos e largos. A fim de se reproduzir estas condições foram geradas as geometrias apresentadas na Figura 3.29. A malha gerada para o anular muito estreito, que possuía diâmetro do tubo externo de 70 mm e diâmetro do tubo interno de 62 mm, possuía 240000 células hexaédricas. A malha gerada para o anular muito largo, de diâmetro do tubo externo de 70 mm e diâmetro do tubo interno de 5 mm, possuía 432000 células hexaédricas.

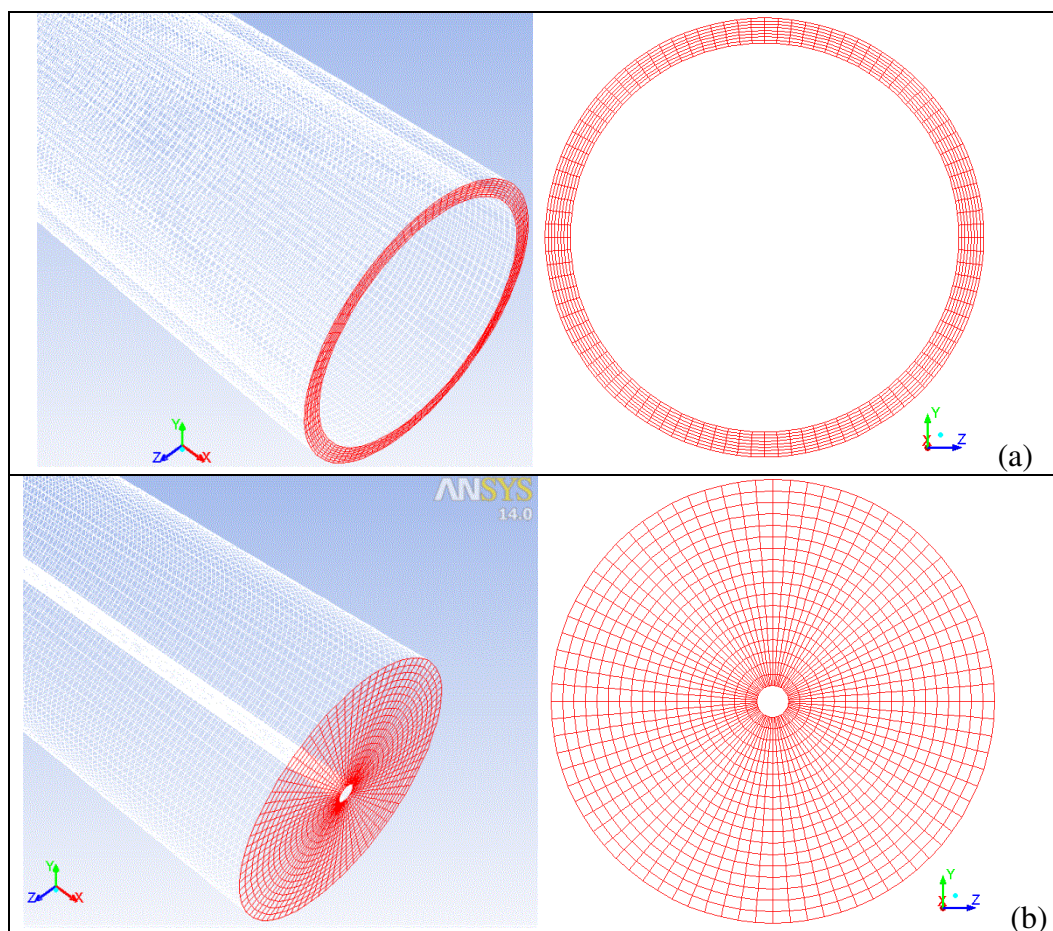


Figura 3.29 – Anulares de FORDHAM *et al.* (1991): (a) Muito estreito; (b) Muito largo.

NOURI e WHITELAW (1994) realizaram determinações experimentais dos perfis de velocidade axial e tangencial, empregando um sistema laser-Doppler velocimeter (LDV) em um anular concêntrico com diâmetro do tubo externo de 40,3 mm e diâmetro do tubo interno de 20 mm. Assim, foi gerada uma geometria reproduzindo as dimensões da unidade experimental, com exceção do comprimento que foi de apenas 0,5 m, já que a simulação foi

realizada de forma periódica na direção axial. A malha computacional gerada utilizando o *software* *GAMBIT*[®] possuía um total de 600000 células hexaédricas, Figura 3.30.

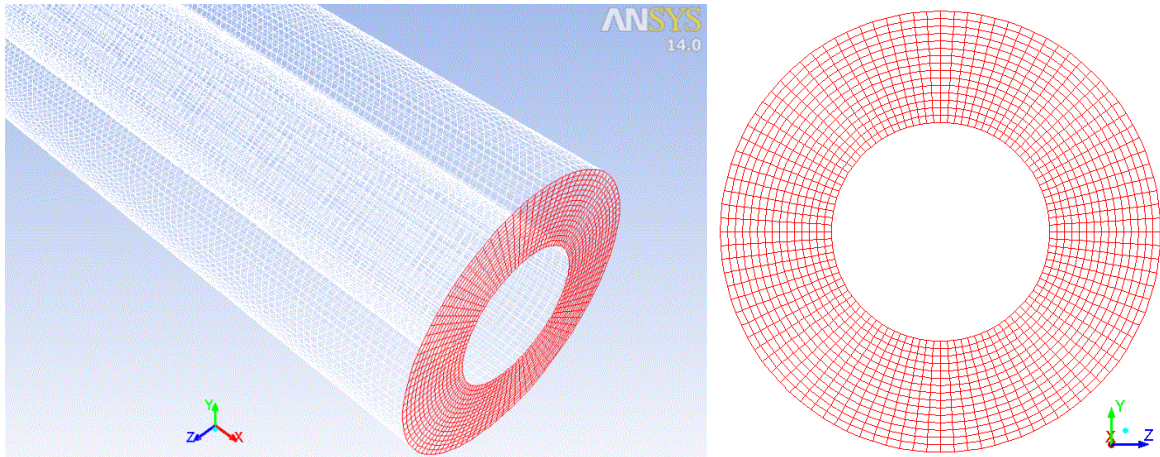


Figura 3.30 – Geometria gerada para simular o anular de NOURI e WHITE LAW (1994).

NOURI e WHITE LAW (1997) realizaram determinações experimentais dos perfis de velocidade axial e tangencial, empregando um sistema laser-Doppler velocimeter (LDV) em um anular excêntrico com diâmetro do tubo externo de 40,3 mm e diâmetro do tubo interno de 20 mm. A geometria foi gerada com comprimento de 0,5 m, utilizando condições periódicas na direção axial. A malha computacional gerada utilizando o *software* *GAMBIT*[®] possuía um total de 768000 células hexaédricas, Figura 3.31.

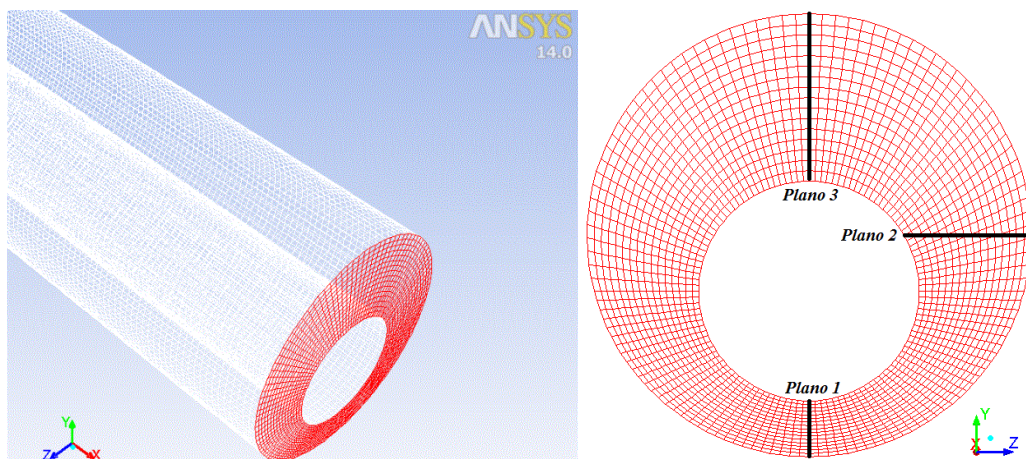


Figura 3.31 – Geometria gerada para simular o anular de NOURI e WHITE LAW (1997).

NOUAR *et al.* (1998) realizaram determinações experimentais dos perfis de velocidade axial e tangencial, empregando um sistema Laser Doppler Velocity (DISA) em um anular concêntrico com diâmetro do tubo externo de 65 mm e diâmetro do tubo interno de 40 mm. A

geometria foi gerada com comprimento de 160 mm, utilizando condições periódicas na direção axial. A malha computacional gerada utilizando o *software* GAMBIT[®] possuía um total de 209920 células hexaédricas, Figura 3.32.

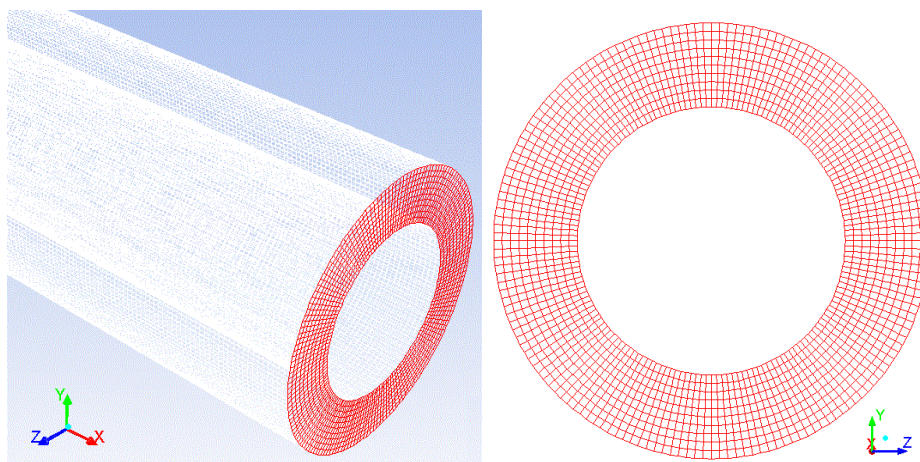


Figura 3.32 – Geometria gerada para simular o anular de NOUAR *et al.* (1998).

MEURIC *et al.* (1998) realizaram simulações numéricas de perfis de velocidade axial e tangencial utilizando o mesmo anular empregado no trabalho de NOUAR *et al.* (1998). Por isso a geometria é a mesma do autor referenciado acima.

Um conjunto de simulações foi realizado com base no trabalho de ESCUDIER *et al.* (2002a), que realizaram diversas simulações de fluidos não-Newtonianos do tipo Power-Law escoando em anulares excêntricos com diversas rotações do tubo interno. A fim de se reproduzir estas condições foram geradas as geometrias apresentadas na Figura 3.33. Todas as geometrias possuíam diâmetro do tubo externo de 101,6 mm e diâmetro do tubo interno de 50,8 mm, que poderia estar deslocado com excentricidades variando de 0 até 0,7. As malhas geradas para os anulares de $E=0$ a $E=0,4$ possuíam 338400 células hexaédricas, enquanto que o anular de $E=0,6$ possuía 705000 células, e o anular de $E=0,7$ possuía 752000 células.

ESCUDIER *et al.* (2002b) realizaram determinações experimentais dos perfis de velocidade axiais e tangenciais, empregando um sistema laser Doppler anemometer (LDA) em um anular com diâmetro do tubo externo de 100,4 mm e diâmetro do tubo interno de 50,8 mm, que podia ser ajustado para a configuração concêntrica e excêntrica com excentricidade de 0,8. As geometrias foram geradas com comprimento de 0,5 m, utilizando condições periódicas na direção axial. As malhas computacionais geradas para o anulares concêntrico e excêntrico possuíam um total de 414720 células hexaédricas, Figura 3.34.

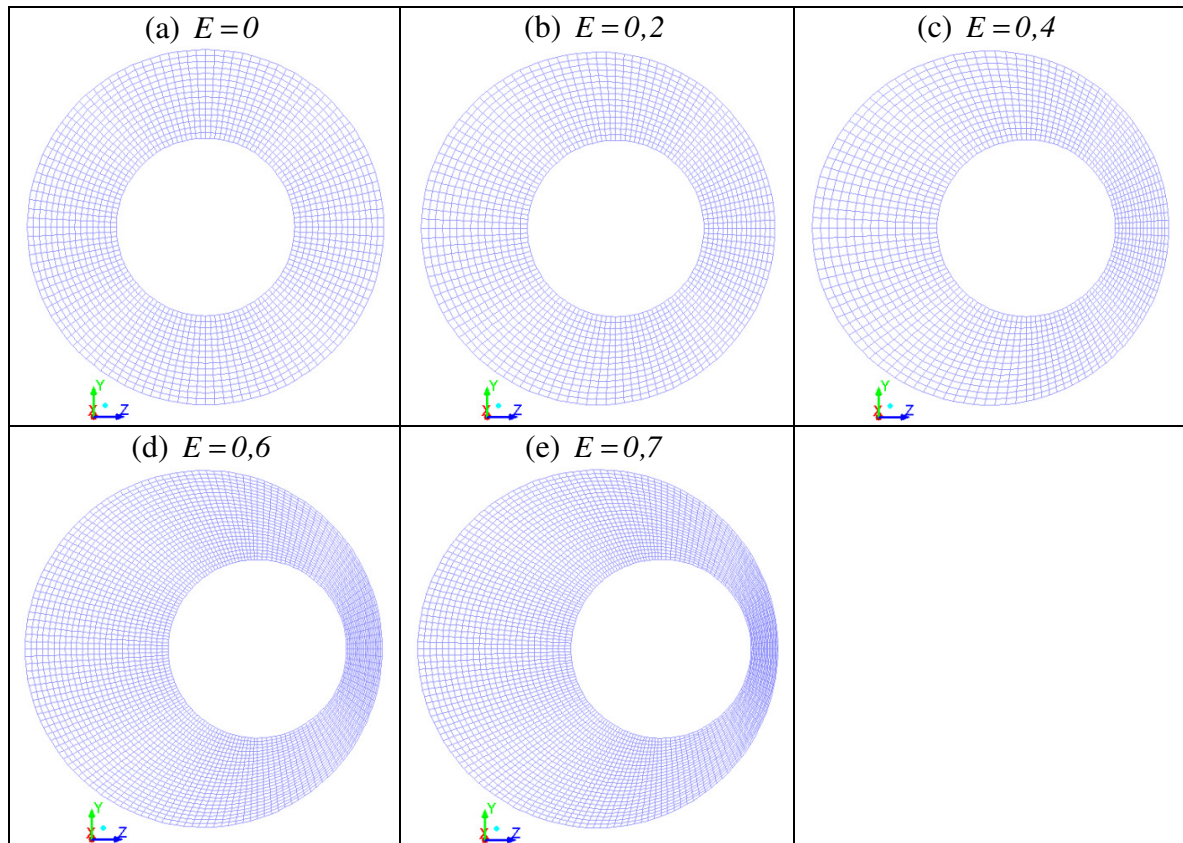


Figura 3.33 – Geometrias geradas para simular os anulares de ESCUDIER *et al.* (2002a).

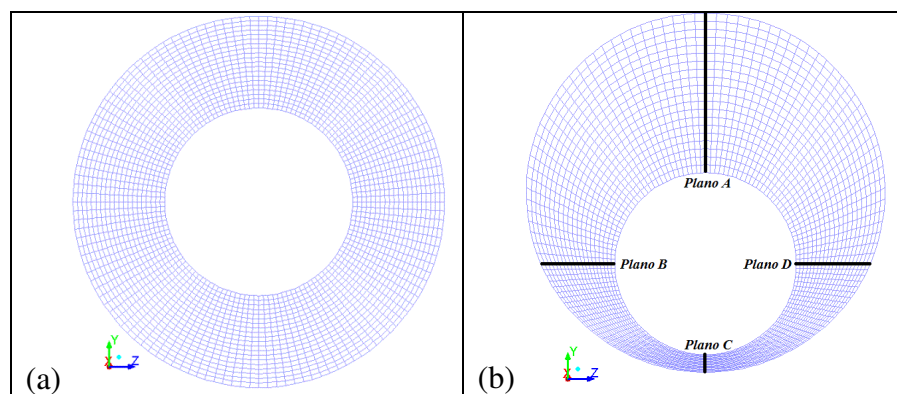


Figura 3.34 – Geometrias geradas para simular os anulares de ESCUDIER *et al.* (2002b): (a) Concêntrico; (b) Excêntrico.

KELESSIDIS *et al.* (2006) calcularam dados de queda de pressão em anulares concêntricos utilizando diferentes valores dos parâmetros do modelo reológico para os fluidos. A fim de se reproduzir seus cálculos foi gerada a geometria mostrada na Figura 3.35, que possuía diâmetro do tubo externo de 0,311 m e diâmetro do tubo interno de 0,127 m, com comprimento total de 1 m. A malha gerada utilizando o *software* *GAMBIT*[®] possuía um total de 360000 células hexaédricas.

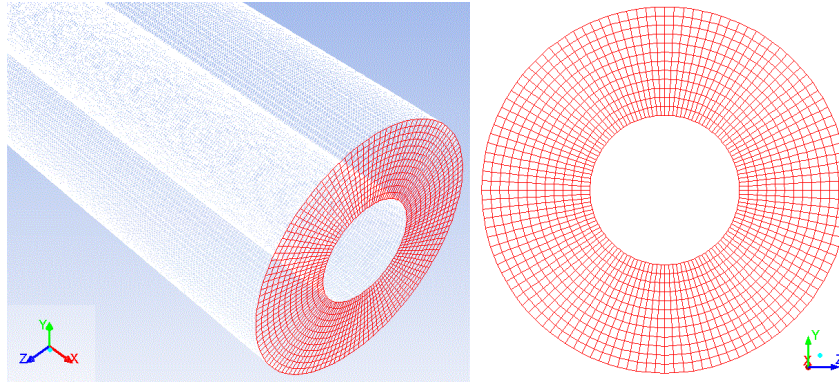


Figura 3.35 – Geometrias geradas para simular o anular de KELESSIDIS *et al.* (2006).

KELESSIDIS *et al.* (2011) obtiveram dados de queda de pressão experimental para diversas vazões de um fluido Herschel-Bulkley escoando em um anular concêntrico, com diâmetro do tubo externo de 0,07 m e diâmetro do tubo interno de 0,04 m. Assim, foi gerada uma geometria reproduzindo as dimensões da unidade experimental, com o comprimento de 0,9 m que era o comprimento da seção de coleta de dados, sendo a simulação realizada de forma periódica na direção axial. A malha computacional gerada utilizando o *software* GAMBIT[®] possuía um total de 471360 células hexaédricas, Figura 3.36.

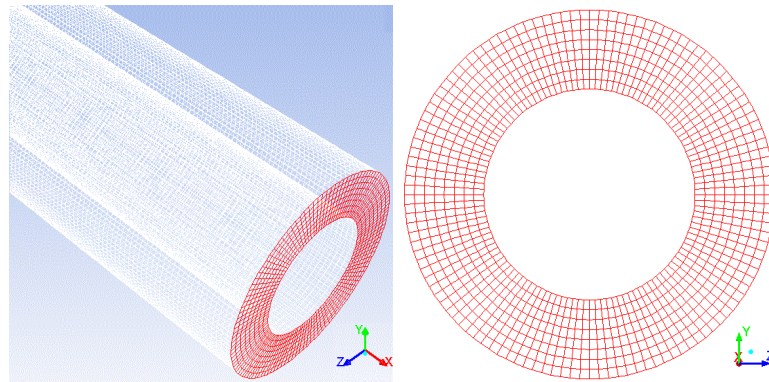


Figura 3.36 – Geometria gerada para simular o anular de KELESSIDIS *et al.* (2011).

3.6.2. Simulação de Anulares de 2,445 m

3.6.2.1. Geração das Geometrias e Malhas para Anulares de 2,445 m

As geometrias correspondentes aos anulares estudados experimentalmente foram geradas de acordo com as reais dimensões da unidade experimental: diâmetro externo do anular de 100 mm, diâmetro interno de 50 mm, comprimento de 2,445 m, altura de obstrução de 6 mm, considerando-se o desvio ou não do cilindro interno para os casos concêntrico ($E=0$) e excêntricos ($E=0,23$ e $E=0,46$), conforme ilustra a Figura 3.37.

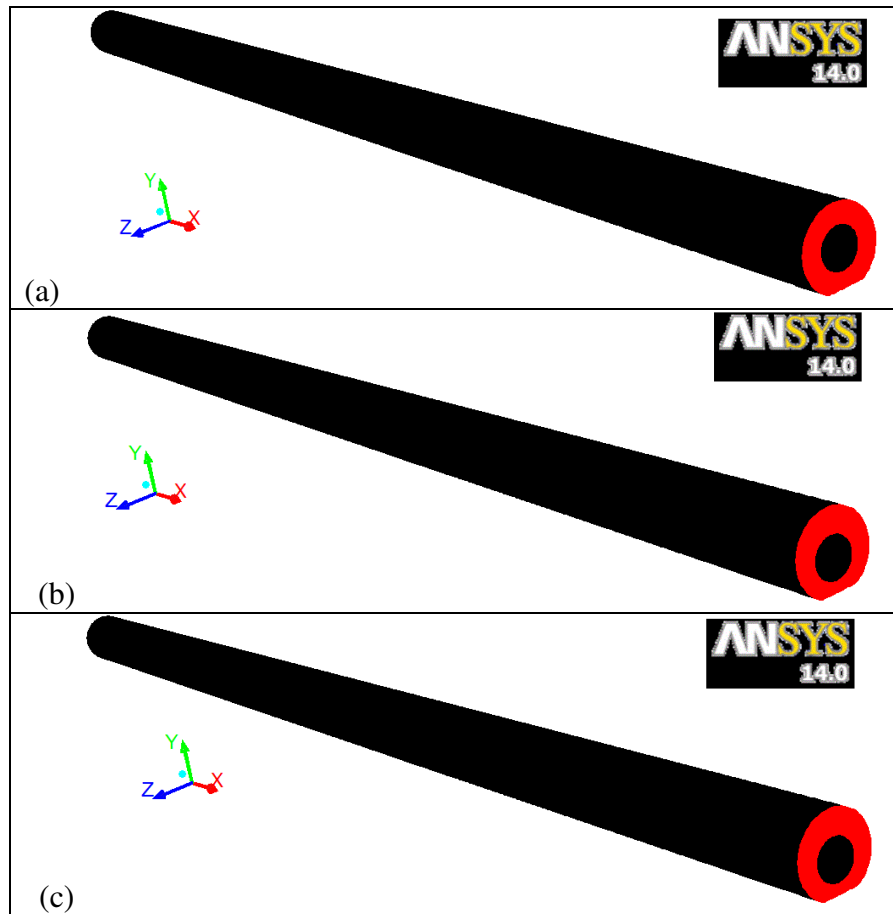


Figura 3.37 – Geometrias geradas (a) $E=0$ (b) $E=0,23$ (c) $E=0,46$.

A construção das geometrias e malhas foi feita através do *software* *GAMBIT*[®] que acompanha o *software* *FLUENT*[®] e que possui todas as ferramentas necessárias à modelagem do escoamento em anulares. Foram utilizadas células hexaédricas, gerando malhas estruturadas para os anulares concêntrico e excêntricos.

A construção da geometria e aplicação da malha à mesma é um fator muito importante e que pode interferir desde a velocidade da simulação até fatores como a convergência ou não do problema. Dessa forma, definir qual refinamento da malha retorna resultados confiáveis, ao mesmo tempo em que se tem um reduzido número de células, pode economizar muitas horas de simulação. Para isso, se realizou o teste de dependência das malhas, que consistiu nas seguintes etapas:

- Construção de malhas com diferentes números de células (Tabela 3.5);
- Simulação das malhas sob as mesmas condições de contorno e de operação;
- Coleta de dados das simulações e comparação dos dados, a fim de encontrar a malha na qual seus resultados independam do seu grau de refinamento;

Tabela 3.5 – Refinamento das malhas

		Subdivisões (radial, circunferencial e axial)	Número de células
	Malha 1	8x76x600	364800
Concêntrica $E=0$	Malha 2	10x96x746	716160
	Malha 3	11x108x849	1008612
	Malha 4	12x118x950	1345200
	Malha 1	9x76x600	410400
Excêntrica $E=0,23$	Malha 2	11x96x746	787776
	Malha 3	13x108x849	1191996
	Malha 4	15x118x950	1681500
	Malha 1	10x76x600	456000
Excêntrica $E=0,46$	Malha 2	12x96x746	859392
	Malha 3	14x108x844	1276128
	Malha 4	16x118x950	1793600

As malhas com quatro diferentes refinamentos construídas para os anulares concêntrico ($E=0$) e excêntricos ($E=0,23$ e $E=0,46$), podem ser visualizadas no Apêndice A. Uma observação muito importante a se fazer sobre as malhas é a criação de interfaces nas malhas excêntricas, como destacado em amarelo na Figura 3.38.

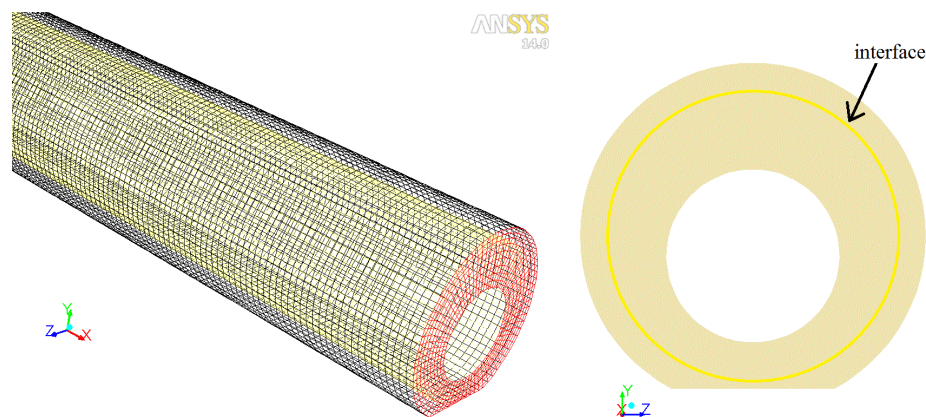


Figura 3.38 – Destaque da interface gerada para as malhas excêntricas.

Estas interfaces consistem em regiões limítrofes (ou fronteiras) que separam duas zonas de células adjacentes, e sua criação serve para permitir que estas duas zonas de células adjacentes se movam com velocidades diferentes. Cada interface é uma face pertencente a um dos dois volumes de células que possuem estas faces com posição coincidente. Desta forma, é

possível utilizar a condição de malha móvel para um volume de células enquanto o outro volume é definido como malha fixa, ao mesmo tempo. As células que pertencem à interface móvel irão deslizar sobre as células que pertencem à interface fixa, esta condição é chamada de malhas deslizantes. Isto é necessário para reproduzir a movimentação excêntrica do cilindro interno que é utilizada nos ensaios experimentais.

3.6.2.2. Definições para as Simulações com Anulares de 2,445 m

As simulações foram conduzidas no *software* FLUENT[®] 14.0, que acompanha o pacote ANSYS[®] 14.0. As simulações foram realizadas em regime laminar, utilizando como condições de contorno a velocidade do fluido na entrada e pressão manométrica nula na saída. Foi utilizado o algoritmo *SIMPLE* para o acoplamento pressão-velocidade e o esquema *PRESTO!* para a discretização da pressão. Como estratégia de discretização das componentes da equação do movimento optou-se pela escolha de esquemas de interpolação do tipo *UPWIND* de primeira ordem (esquemas de alta ordem levavam à dificuldades de convergência). O critério de convergência adotado para os resíduos da equação da continuidade e as componentes da equação de quantidade de movimento foi de no mínimo 1×10^{-5} . Para os casos excêntricos foi definida a interface que separa as duas zonas de células computacionais. A Tabela 3.6 resume os modelos e métodos de solução empregados nas simulações.

Tabela 3.6 – Métodos e modelos utilizados nas simulações numéricas.

Parâmetro	Opção
Regime	Estado estacionário
Modelo de viscosidade	Laminar
Fluido	Não-newtoniano
Esquema	<i>SIMPLE</i>
Gradiente	<i>Least Squares Cell Based</i>
Pressão	<i>PRESTO!</i>
Momento	<i>First order upwind</i>
Critério de convergência para resíduos	10^{-5}

Para o teste de independência de malha, foi utilizada como condição de contorno a velocidade de 0,4387 m/s, correspondente a vazão de 9 m³/h de fluido na seção anular e os parâmetros do modelo não-Newtoniano Herschel-Bulkley correspondentes a um fluido de 0,1% de goma Xantana em água ($\tau_0=0,5420$, $K=0,0087$ e $n=0,9370$).

Foi verificado que os parâmetros do modelo Herschel-Bulkley ajustados para cada solução poderiam variar em função da faixa de taxas de deformação incluída no ajuste, e que

isto refletiria nos resultados das simulações. Como não se conhecia as taxas de deformação correspondentes aos experimentos antes das simulações, e o uso de correlações da literatura para previsão dessas taxas levavam a valores muito variados, além de que nenhuma dessas correlações correspondia exatamente às mesmas condições dos experimentos realizados neste trabalho, optou-se por utilizar o modelo de fluido ajustado para a faixa completa do estudo reológico ($1-1050\text{s}^{-1}$) em todas as simulações realizadas. Outra definição importante foi a da taxa de deformação crítica no valor de 1, definida no painel do modelo Herschel-Bulkley no *software* FLUENT® 14.0.

Utilizou-se a mesma densidade da água para o fluido que é uma solução diluída ($998,2\text{ kg/m}^3$). Para este teste não foi rotacionado o cilindro interno, e por isto as simulações foram conduzidas em regime permanente. Os casos foram simulados por cerca de 2 h cada. Podem-se destacar como principais variáveis simuladas os perfis de velocidade e a queda de pressão no anular. A Figura 3.39 indica os vários planos ao longo dos anulares de 2,445 m onde foram reportados perfis de velocidade.

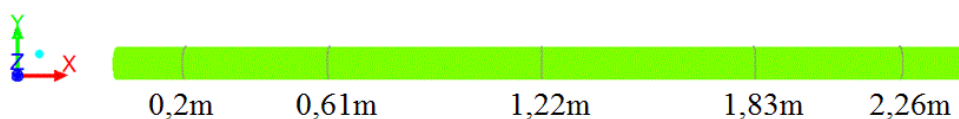


Figura 3.39 – Seções ao longo do anular selecionadas.

3.6.3. Simulação de Anulares de 0,5 m

3.6.3.1. Geração das Geometrias e Malhas para Anulares de 0,5 m

O estudo anterior utilizando as geometrias criadas com comprimento de 2,445 m, conforme as reais dimensões da unidade experimental, levou a geração de malhas com número de células bastante elevado e a tempos de simulação demasiadamente grandes para os casos que envolviam rotação do cilindro interno. Buscando contornar este problema propôs-se a utilização de seções dos anulares construídos anteriormente, ou seja, apenas uma fração das geometrias construídas para representar a geometria total. A redução das geometrias foi de 80% utilizando-se uma seção anular de 0,5 m que corresponde a uma fração de 1/5 das geometrias em tamanho real.

A utilização de anulares de apenas 0,5 m de comprimento não prejudicou a qualidade dos resultados de perfis de velocidade obtidos. O estudo prévio realizado com a geometria em tamanho real indicou que o escoamento se tornava completamente desenvolvido a partir de certa posição axial (não mais variava na direção x), e desta forma, uma pequena seção do

anular simulada em condições periódicas era suficiente para a obtenção de um perfil de velocidade plenamente desenvolvido similar ao obtido na simulação com o anular completo.

Neste ponto ampliou-se o estudo não somente reduzindo o comprimento das geometrias do estudo precedente, mas também gerando outros anulares de 0,5 m sem obstrução e com altura de obstrução de 12 mm, para se verificar também o efeito desta variável sobre o escoamento. A Figura 3.40 ilustra as alturas de obstrução empregadas.

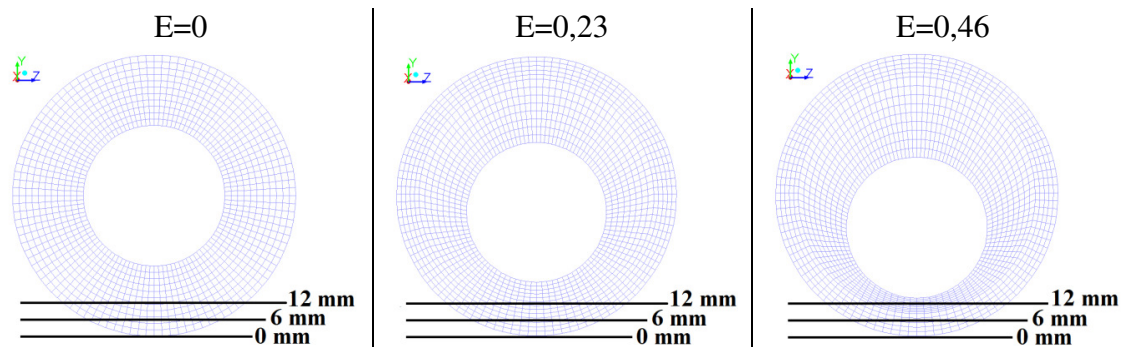


Figura 3.40 – Alturas de obstrução selecionadas para estudo do escoamento nos anulares.

	0 mm de obstrução	6 mm de obstrução	12 mm de obstrução
Concêntrico (E=0)			
Excêntrico (E=0,23)			
Excêntrico (E=0,46)			

Figura 3.41 – Malhas geradas para os anulares de 0,5 m com obstruções de 0, 6 e 12 mm.

Foram geradas geometrias para os anulares de 0,5 m concêntrico ($E=0$) e excêntricos ($E=0,23$ e $E=0,46$), sem obstrução (0 mm) e com obstruções de 6 e 12 mm, seguindo o refinamento proposto para a malha 3 do teste de independência de malha do estudo prévio. Uma observação a ser feita sobre a malha do anular de excentricidade 0,46 com 12 mm de obstrução, é que ela teve que ter um refinamento diferenciado na região de menor *gap* para que não fossem geradas células com volume próximo de zero. Para esta geometria foram gerados dois volumes de células centrais que possuíam interfaces com refinamento diferenciado, e a malha apresentou mínima ortogonalidade de 0,6 e máxima razão de aspecto de 28,04. As malhas propostas podem ser visualizadas na Figura 3.41, e o número total de células são mostrados na Tabela 3.7.

Tabela 3.7 – Total de células das malhas de 0,5 m

	0 mm	6 mm	12 mm
Concêntrica ($E=0$)	206712	206712	206712
Excêntrica ($E=0,23$)	244296	244296	244296
Excêntrica ($E=0,46$)	263088	263088	309024

Novamente foram utilizadas malhas deslizantes para produzir a rotação excêntrica do tubo interno. A movimentação das malhas nas geometrias excêntricas é ilustrada na Figura 3.42 para o anular de excentricidade 0,23 sem obstrução. Para as demais geometrias a movimentação das malhas é mostrada no Apêndice B.

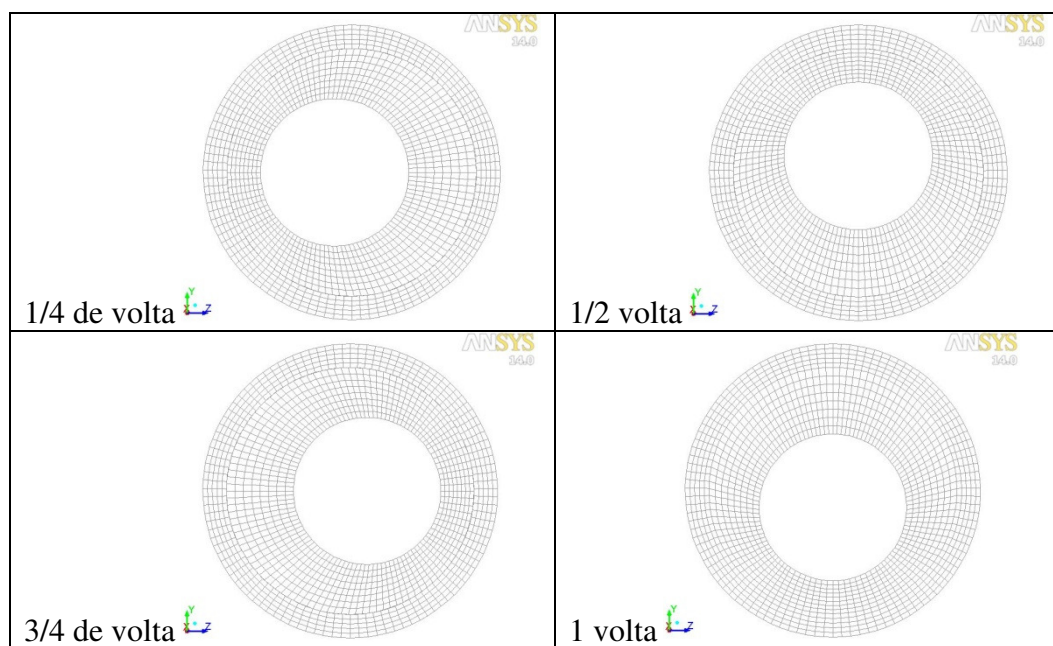


Figura 3.42 – Ilustração da movimentação excêntrica do cilindro interno no anular: $E=0,23$ e 0 mm de obstrução.

3.6.3.2. Definições para as Simulações com Anulares de 0,5 m

Para a simulação do escoamento em anulares de 0,5 m foram aplicados os mesmos modelos e métodos usados na simulação dos anulares de 2,445 m (descritas no item 3.6.2.2), porém avaliou-se a influência de duas diferentes concentrações de goma xantana (GX), duas diferentes vazões de fluido no anular e duas rotações do cilindro interno.

Foram utilizadas vazões de 3 m³/h (0,8318 kg/s) e 9 m³/h (2,4955 kg/s) para fluidos não-Newtonianos do tipo Herschel-Bulkley com parâmetros do modelo correspondentes a um fluido com 0,1% de GX ($\tau_0=0,5420$; $K=0,0087$; $n=0,9370$) e a um outro fluido com 0,5 % GX ($\tau_0=2,2917$; $K=0,6461$; $n=0,4332$). Nestes casos foram definidas condições periódicas na direção axial, e consequentemente, foram especificadas vazões mássicas de entrada ao invés da velocidade de entrada.

Para os casos concêntricos foi feita a simulação com o tubo interno parado (0 rpm) ou com rotação de 400 rpm, que era definida como uma condição de contorno para a parede do tubo interno, sendo os casos simulados em regime permanente.

Para os casos excêntricos a simulação era conduzida em regime permanente para os casos com o cilindro interno parado (0 rpm), enquanto que para os casos em que o cilindro interno deveria rotacionar a simulação era conduzida em regime transiente. Nestes casos era habilitado a condição de malha móvel (*moving mesh*) para o volume de células central que deveria rotacionar em torno do eixo x com uma velocidade de 400 rpm, o que levava a uma rotação excêntrica do tubo interno no anular.

Nas simulações transientes foi adotado um passo de tempo de 10^{-5} e utilizado um esquema de 1ª ordem para a discretização temporal. A simulação dependente do tempo era conduzida até que houvesse a estabilização do perfil de velocidades e da queda de pressão, quando o fenomeno deixava de ser transiente. A queda de pressão média e o seu desvio padrão eram determinados usando quatro amostras em cada intervalo de tempo correspondente a uma volta. Já o perfil de velocidades era acompanhado para o tubo interno na porção inferior do anular, próximo à obstrução, durante cada volta.

Os casos concêntricos eram simulados por cerca de 30 minutos cada, enquanto que os casos excêntricos levavam cerca de 10 dias de simulação cada. Podem-se destacar como principais variáveis simuladas os perfis de velocidade e a queda de pressão no anular.

Como para a seção periódica não há diferença das respostas ao longo da direção axial, os resultados são idênticos na direção x , podendo ser coletados em qualquer posição.

3.6.4. Simulação de Poços de Perfuração de Petróleo

3.6.4.1. Geração das Geometrias e Malhas para Poços de Perfuração de Petróleo

Buscou-se neste estudo simular as condições reais encontradas em um poço de perfuração de petróleo. Foram selecionadas para serem avaliadas as seguintes variáveis: excentricidade da coluna de perfuração, vazão mássica de fluido e suas características reológicas, e a rotação da coluna de perfuração. Considerando-se que a análise de quatro fatores poderia levar a um número demasiadamente grande de simulações, para se avaliar a influência de todas as possíveis variáveis significativas e suas interações, optou-se pela aplicação de um planejamento composto central (PCC). Desta forma, um PCC foi estabelecido mediante a utilização do *software* STATISTICA, fixando cinco níveis para cada um dos quatro fatores estudados e levando à realização de 25 simulações, Tabela 3.8.

Tabela 3.8 – Planejamento Composto Central Ortogonal realizado no *FLUENT*[®] 14.0.

Simulação	Excentricidade [–]	Parâmetro reológico τ_0 (Pa)	Vazão (m ³ /h)	Rotação (rpm)
1	-1	-1	-1	-1
2	-1	-1	-1	1
3	-1	-1	1	-1
4	-1	-1	1	1
5	-1	1	-1	-1
6	-1	1	-1	1
7	-1	1	1	-1
8	-1	1	1	1
9	1	-1	-1	-1
10	1	-1	-1	1
11	1	-1	1	-1
12	1	-1	1	1
13	1	1	-1	-1
14	1	1	-1	1
15	1	1	1	-1
16	1	1	1	1
17	-1,483	0	0	0
18	1,483	0	0	0
19	0	-1,483	0	0
20	0	1,483	0	0
21	0	0	-1,483	0
22	0	0	1,483	0
23	0	0	0	-1,483
24	0	0	0	1,483
25	0	0	0	0
26	0	0	0	0

Para este planejamento composto central ortogonal o valor de α encontrado foi de 1,483. A adimensionalização (codificação) das variáveis independentes estudadas é apresentada na sequência.

$$X_1 = \frac{E - 0,3}{0,2} \quad (3.5)$$

$$X_2 = \frac{\tau_0 - 10,5}{7} \quad \text{ou} \quad X_2 = \frac{n - 0,346}{0,225} \quad (3.6)$$

$$X_3 = \frac{Q - 74,6}{35} \quad (3.7)$$

$$X_4 = \frac{\omega - 200}{134,9} \quad (3.8)$$

A correspondência de cada um dos fatores com a sua forma codificada pode ser visualizada na Tabela 3.9.

Tabela 3.9 – Variáveis e sua forma codificada.

	Excentricidade [–]	τ_0 (Pa)	n [–]	Vazão (m ³ /h)	Rotação (rpm)
– α	0	0,122	0,013	22,71	0
–1	0,1	3,5	0,121	39,6	65,1
0	0,3	10,5	0,346	74,6	200
1	0,5	17,5	0,571	109,6	334,9
+ α	0,6	20,878	0,68	126,49	400

Como o modelo reológico de fluido que melhor representa as características de um fluido de perfuração é o modelo de Herschel-Bulkley que possui três parâmetros, era necessário selecionar para este estudo somente um desses parâmetros, já que os fatores considerados no planejamento devem ser independentes. Assim, optou-se por estudar os parâmetros τ_0 e n , um de cada vez, e com isso o planejamento foi realizado duas vezes considerando os dois parâmetros. No planejamento que considerava o parâmetro τ_0 , a equação do modelo de fluido Herschel-Bulkley continha o parâmetro $K = 1,1$ e $n = 0,6$, e assim os cinco níveis do planejamento representavam os cinco fluidos mostrados na Figura 3.43. Também são mostradas na Figura 3.43 linhas pontilhadas que correspondem a reologia de fluidos de perfuração típicos. No planejamento que considerava o parâmetro n , a equação do modelo de fluido Herschel-Bulkley continha o parâmetro $\tau_0 = 10,5$ e $K = 1,1$, e assim os cinco níveis do planejamento representavam os cinco fluidos mostrados na Figura 3.44.

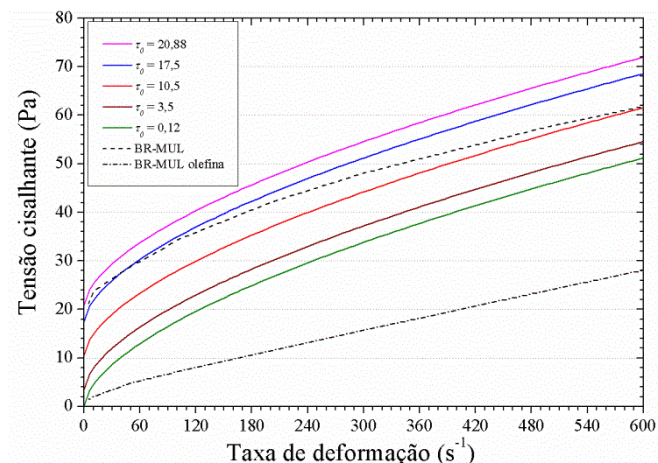


Figura 3.43 – Fluidos de perfuração utilizados no planejamento variando τ_0 .

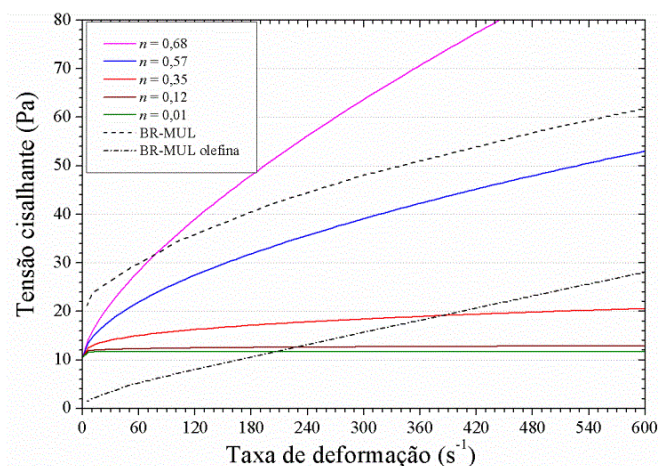


Figura 3.44 – Fluidos de perfuração utilizados no planejamento variando n .

As geometrias foram geradas com dimensões próximas ou encontradas para um poço de perfuração de petróleo: diâmetro do tubo externo do anular de 222,25 mm (8,75"), diâmetro do tubo interno do anular de 114,3 mm (4,5"), comprimento de 0,5 m, considerando-se o desvio do cilindro interno para os casos excêntricos, conforme ilustra a Figura 3.45.

As malhas possuíam 423360 células hexaédricas cada. Utilizou-se a densidade de 1260 kg/m³ para o fluido de perfuração.

Os resultados simulados obtidos foram analisados por métodos estatísticos para quantificar os efeitos das variáveis independentes e suas interações. Com os resultados obtidos da análise de variância da regressão, as variáveis cujos parâmetros relacionados possuíam nível de significância superior a 5% foram eliminadas. A significância do modelo foi avaliada utilizando o quadrado do coeficiente de correlação múltipla bem como através de uma análise de resíduos.

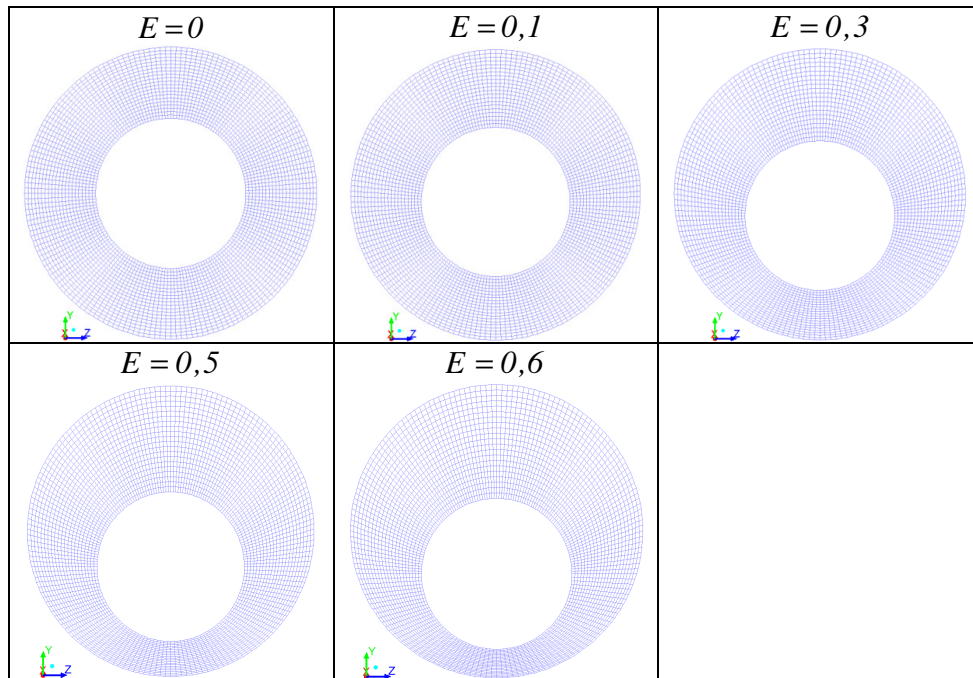


Figura 3.45 – Malhas geradas para os anulares com diferentes excentricidades.

3.6.4.2. Definições para as Simulações de Poços de Perfuração de Petróleo

Para a simulação do escoamento foram aplicados os mesmos modelos e métodos usados na simulação descrita no item 3.6.2.2, definindo condições periódicas na direção axial, e especificando as vazões mássicas de entrada. Como o cilindro interno rotacionava em torno do seu próprio eixo, a rotação era definida como uma condição de contorno para a parede do tubo interno, sendo os casos simulados em regime permanente. Um cuidado que devia ser tomado era na definição do eixo de rotação em torno do qual o cilindro interno rotacionava. Nas definições das condições de contorno da parede no *software FLUENT*[®] 14.0, o eixo de rotação é um vetor que passa por uma origem especificada (*rotation axis origin*) e é paralelo a uma direção especificada (*rotation axis direction*). Os casos eram simulados por cerca de 30 minutos cada. Podem-se destacar como principais variáveis simuladas os perfis de velocidade e a queda de pressão no anular.

3.7. Infraestrutura Computacional

Os recursos computacionais disponíveis para a realização das simulações foram:

- Quatro supercomputadores equipados com processadores Xeon (24 cores) com 32 GB de RAM cada;
- Sistema *cluster* Altix XE 1300 fabricado pela SGI composto de 10 processadores Xeon (40 cores) com memória RAM de 120 GB e 8,5 TB em disco rígido.