

**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ
DEPARTAMENTO ACADÊMICO DE MECÂNICA
ENGENHARIA MECÂNICA**

VINICIUS DAROZ

**INVESTIGAÇÃO NUMÉRICA DA CIRCULAÇÃO DIRETA E REVERSA
NO PROCESSO DE PERFURAÇÃO DE POÇOS DE PETRÓLEO**

TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO 2

**CURITIBA
2015**

VINICIUS DAROZ

**INVESTIGAÇÃO NUMÉRICA DA CIRCULAÇÃO DIRETA E REVERSA
NO PROCESSO DE PERFURAÇÃO DE POÇOS DE PETRÓLEO**

Monografia do projeto de pesquisa apresentada à disciplina de Trabalho de Conclusão de Curso 2 do curso de Engenharia Mecânica da Universidade Tecnológica Federal do Paraná, como requisito parcial para aprovação na disciplina.

Orientador: Prof. Dr. Admilson T. Franco
Coorientador: Prof. Dr. Eduardo M. Germer

**CURITIBA
2015**

TERMO DE APROVAÇÃO

Por meio deste termo, aprovamos a monografia do Projeto de Pesquisa "INVESTIGAÇÃO NUMÉRICA DA CIRCULAÇÃO DIRETA E REVERSA NO PROCESSO DE PERFURAÇÃO DE POÇOS DE PETRÓLEO", realizado pelo aluno Vinicius Daroz, como requisito para aprovação na disciplina Trabalho de Conclusão de Curso 2, do curso de Engenharia Mecânica da Universidade Tecnológica Federal do Paraná.

Prof. Dr. Admilson T. Franco

Orientador

Prof. Dr. Eduardo M. Germer

Coorientador

Banca Examinadora

Prof. Cezar O. R. Negrão, Ph.D

Prof. Dr. Silvio L. M. Junqueira

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente os meus pais, que me transmitiram o ensinamento mais valioso que possuo, a importância do estudo. Me mostraram os caminhos para chegar até aqui sempre provendo as ferramentas necessárias.

Ao professor Admilson T. Franco, pela disposição e compreensão que apresentou ao longo de todo o trabalho, pelo apoio nos momentos difíceis e pela mentoria desde o meu ingresso no meio científico.

Ao Eng. Emerson L. Maneira, pela colaboração e compartilhamento de sua experiência, tornando os caminhos menos tortuosos.

Por fim, agradeço à minha namorada Andressa, que esteve ao meu lado durante todos os tropeços no desenvolvimento do trabalho.

*"Everything should be made as
simple as possible, but not
simpler."*

Albert Einstein

RESUMO

No presente trabalho, o estudo numérico para a comparação entre as técnicas de circulação direta e reversa utilizadas na perfuração de poços de petróleo é realizado. O entendimento da dinâmica do escoamento se dá pela implementação numérica de um modelo em três dimensões de uma broca do tipo tricônica sujeita ao escoamento turbulento de um fluido newtoniano sem e com a presença de partículas sólidas. O acoplamento fluido-partícula é modelado segundo uma abordagem de uma via. O estudo tem como objetivo comparar o desempenho das duas técnicas na limpeza do poço e remoção dos cascalhos. Para tanto, avalia-se a influência de parâmetros como as propriedades reológicas do fluido, propriedades das partículas, rotação da coluna e vazão de bombeio sobre a dinâmica do escoamento fluido-partícula. O estudo foi conduzido com o auxílio do programa ANSYS CFX 15 e demais programas do pacote ANSYS para pré e pós processamento. Os resultados indicaram que a circulação reversa não é adequada para a geometria utilizada, uma vez que o padrão de escoamento dificulta a limpeza do poço e remoção dos cascalhos. A variação dos parâmetros operacionais indicou, para a circulação reversa, maiores perdas de carga para uma mesma vazão de bombeio devido a não conformidade da geometria da broca com o padrão de escoamento. O padrão encontrado para o escoamento da fase sólida indica que brocas do tipo PDC (*Polycrystalline Diamond Compact*) são mais adequadas para bombeio reverso, haja vista que a dificuldade no carregamento da fase sólida para dentro da broca está atrelada à distância dos bocais até o fundo do poço, uma região de baixa quantidade de movimento.

Palavras-chave: Circulação Reversa, Circulação Direta, Turbulência, Escoamento Líquido-sólido, Escoamento bifásico.

ABSTRACT

In this work the comparison of direct and reverse circulation techniques used in oil well drilling is carried out. The understanding of flow dynamics is given by the numerical implementation of a tricone drill bit three-dimensional model subject to a turbulent flow of a Newtonian fluid with and without the presence of solid particles. The fluid-particle coupling is modeled under an one way coupling approach. The study aims to compare the performance of both techniques in cleaning the well and removing the cuttings. Therefore, the influence of parameters such as the rheological properties of the fluid, the particle properties, the drillstring rotation speed and mass flow rate over the flow dynamics of the fluid-particle system is evaluated. The study was conducted with ANSYS CFX 15 and other programs of ANSYS package for pre and post processing. The results indicated that reverse circulation is not suitable for tricone drill bits since the flow pattern makes it difficult to clean the well and remove the cuttings. The variation of operational parameters indicated that, for reverse circulation, higher pressure drops are found for the same flow rate due to the inconsistency of the drill bit geometry with the flow pattern. The pattern found when transporting the solid phase indicates that PDC bits are best suited for reverse circulation, given the difficulty in conduction of the solid phase into the drill is related to the distance from the nozzle to the well bottom, a region of low momentum.

Keywords: Reverse Circulation, Direct Circulation, Turbulence, Solid-liquid flow, Multiphase Flow.

Lista de ilustrações

Figura 1.1 – Comparação entre as técnicas de bombeio (a) Perfuração com circulação direta (b) Perfuração com circulação reversa. Fonte: Autoria própria . . .	19
Figura 1.2 – Representação do conjunto broca-poço operando em (a) Circulação direta e (b) Circulação reversa. Fonte: Autoria própria	20
Figura 2.1 – Representação esquemática de uma sonda de perfuração. Fonte: How Stuff Works	22
Figura 2.2 – Representação de uma operação de perfuração direcional. Fonte: Autoria própria	23
Figura 2.3 – Broca tricônica. Fonte: Grabcad, 2015	26
Figura 2.4 – Desgaste por abrasão a 2 corpos. Fonte: Adaptado de (HUTCHINGS, 1992)	27
Figura 2.5 – Desgaste por abrasão a 3 corpos. Fonte: Adaptado de (HUTCHINGS, 1992)	27
Figura 2.6 – Erosão por partículas sólidas. Fonte: Adaptado de (HUTCHINGS, 1992)	27
Figura 2.7 – Comparação entre os danos causados a uma superfície em função de sua dureza e da dureza das partículas. Fonte: Adaptado de (HUTCHINGS, 1992)	28
Figura 2.8 – Representação das formas de interação de uma partícula para os diferentes tipos de acoplamento entre as fases: (a) uma via; (b) duas vias; (c) três vias; (d) quatro vias. Fonte: Autoria própria	29
Figura 4.1 – Lei de parede. Fonte: Autoria própria	43
Figura 5.1 – Comparação entre uma broca tricônica real e simplificada.	47
Figura 5.2 – Representação do domínio de estudo e condições de contorno na (a) região da broca, (b) nas interfaces do espaço anular e coluna de perfuração e (c) região da broca juntamente com duto anular (dimensões em polegadas). Fonte: Autoria própria	48
Figura 5.3 – Comparação entre uma (a) malha estruturada e uma (b) malha não estruturada. Fonte: Autoria própria	48
Figura 5.4 – Representação do domínio computacional na região da broca	50
Figura 5.5 – Definição de um volume de controle. Fonte: Autoria própria	51
Figura 5.6 – Elemento de malha. Fonte: Autoria própria	51
Figura 5.7 – Elemento hexaédrico. Fonte: Autoria própria	53
Figura 5.8 – Representação do esquema <i>upwind</i> de primeira ordem. Fonte: Autoria própria	54
Figura 5.9 – Representação do esquema para o fator de mistura especificado. Fonte: Autoria própria	55
Figura 5.10 – Fluxograma de solução implementado pelo ANSYS CFX. Fonte: Autoria própria	58

Figura 5.11–Condições de contorno para o conjunto broca-poço. Fonte: Autoria própria	59
Figura 5.12–Representação da condição de periodicidade aplicada às partículas. Fonte: Adaptado de (ANSYS, 2014a)	61
Figura 5.13–Distribuição dos diâmetros das partículas injetadas. Fonte: Autoria própria.	62
Figura 5.14–Representação esquemática da seção transversal da malha utilizada. Fonte: Autoria própria	63
Figura 5.15–Comparação entre os resultados numéricos e os resultados experimentais para o perfil de velocidade axial.	64
Figura 5.16–Comparação entre os resultados numéricos e os resultados experimentais para o perfil de velocidade tangencial.	64
Figura 5.17–Comparação entre os resultados numéricos e experimentais para a velocidade da partícula em função do tempo	67
Figura 5.18–Comparação entre os resultados numéricos e experimentais para a altura da partícula em função do tempo	68
Figura 5.19–Representação do refino de malha aplicado à região do bocal em função do sentido de bombeio	69
Figura 5.20–Volume de controle englobando a região dos cones da broca	69
Figura 5.21–Posição de tomada do perfil de velocidade na região do bocal. Fonte: CFD-POST	70
Figura 5.22–Comparação entre os perfis de velocidade na região do bocal em função da malha computacional para circulação reversa	70
Figura 5.23–Comparação entre os perfis de velocidade na região do bocal em função da malha computacional para circulação direta	71
Figura 6.1 – Padrão de escoamento para circulação direta com vazão de 800 gpm. Fonte: CFD-POST	73
Figura 6.2 – Padrão de escoamento para circulação reversa com vazão de 200 gpm. Fonte: CFD-POST	73
Figura 6.3 – Influência da vazão de bombeio sobre a força exercida no fundo do poço	74
Figura 6.4 – Influência da vazão de bombeio sobre a queda de pressão do escoamento	75
Figura 6.5 – Perfil de velocidade na região do bocal. Fonte: CFD-POST	75
Figura 6.6 – Influência da vazão de bombeio sobre a quantidade de movimento na região dos cones	76
Figura 6.7 – Influência da vazão de bombeio sobre a tensão de cisalhamento média nos cones da broca.	76
Figura 6.8 – Influência da vazão de bombeio sobre a tensão de cisalhamento média nos cones da broca.	77
Figura 6.9 – Influência da vazão de bombeio sobre a tensão de cisalhamento média nos cones da broca.	78
Figura 6.10–Influência da massa específica do fluido sobre a queda de pressão.	78

Figura 6.11–Influência da massa específica do fluido sobre a velocidade média nos cones da broca	79
Figura 6.12–Influência da viscosidade dinâmica sobre a força exercida no fundo do poço	80
Figura 6.13–Influência da viscosidade dinâmica sobre a perda de carga do escoamento	80
Figura 6.14–Influência da viscosidade dinâmica sobre a velocidade média na região dos bocais	81
Figura 6.15–Influência da viscosidade dinâmica sobre a tensão de cisalhamento nos cones	81
Figura 6.16–Influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração sobre a força no fundo do poço	82
Figura 6.17–Influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração sobre a força no fundo do poço	82
Figura 6.18–Influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração sobre a força no fundo do poço	83
Figura 6.19–Influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração sobre a força no fundo do poço	83
Figura 6.20–Comparação entre os padrões de escoamento particulado. Fonte: CFD-POST reversa	85
Figura 6.21–Comparação entre as velocidades axiais em função do tempo para os dois sentidos de bombeio	86
Figura 6.22–Comparação entre as velocidades axiais em função do tempo para os dois sentidos de bombeio	86
Figura 6.23–Influência da vazão de bombeio de fluido sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones	87
Figura 6.24–Influência da vazão de bombeio de fluido sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones	87
Figura 6.25–Influência da massa específica do fluido sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones	88
Figura 6.26–Comparação entre as trajetórias das partículas em função da massa específica do fluido para a circulação reversa	89
Figura 6.27–Influência da massa específica do fluido sobre a velocidade média das partículas na região dos cones	90
Figura 6.28–Influência da viscosidade do fluido sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones	91
Figura 6.29–Influência da viscosidade do fluido sobre a velocidade média das partículas na região dos cones	91
Figura 6.30–Influência da viscosidade do fluido sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones	92

Figura 6.31–Influência da viscosidade do fluido sobre a velocidade média das partículas na região dos cones	93
Figura 6.32–Influência da massa específica do cascalho sobre o tempo médio de permanência na região dos cones	94
Figura 6.33–Influência da massa específica do cascalho sobre a velocidade média na região dos cones	94
Figura 6.34–Influência do diâmetro médio do cascalho sobre o tempo médio de permanência na região dos cones	95
Figura 6.35–Influência do diâmetro médio do cascalho sobre a velocidade média na região dos cones	96

Lista de tabelas

Tabela 5.1 – Características das partículas	65
Tabela 5.2 – Comparação entre os resultados obtidos	66
Tabela 5.3 – Características do fluido e da partícula	66
Tabela 5.4 – Parâmetros adotados no teste de malha	68
Tabela 5.5 – Resultados do teste de malha para a circulação reversa	68
Tabela 5.6 – Resultados do teste de malha para a circulação direta	71
Tabela 6.1 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da vazão de bombeio	73
Tabela 6.2 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da massa específica do fluido	77
Tabela 6.3 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da viscosidade dinâmica do fluido	79
Tabela 6.4 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência velocidade de rota- ção da coluna de perfuração	80
Tabela 6.5 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência do sentido de bombeio	84
Tabela 6.6 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da vazão de bombeio	85
Tabela 6.7 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da massa específica do fluido	88
Tabela 6.8 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da viscosidade dinâmica do fluido	90
Tabela 6.9 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração	92
Tabela 6.10–Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da massa específica das partículas	93
Tabela 6.11–Parâmetros utilizados para a avaliação da influência do diâmetro do cascalho	95
Tabela 6.12–Resultados sem a presença de partículas	96
Tabela 6.13–Resultados com a presença de partículas sólidas	97

Lista de abreviaturas e siglas

ASME	<i>American Society of Mechanical Engineering</i>
DFC	Dinâmica dos Fluidos Computacional
ECD	<i>Equivalent circulating density</i>
PDC	<i>Polycrystalline Diamond Compact</i>
ROP	<i>Rate of Penetration</i>
SST	<i>Shear Stress Transport</i>

Lista de símbolos

Re	Número de Reynolds, [Equação 2.4]	[–]
St	Número de Stokes, [Equação 2.1]	[–]
D_h	Diâmetro hidráulico, [Equação 2.5]	[m]
A	Área da seção transversal	[m^2]
P	Perímetro molhado	[m]
Ta	Número de Taylor, [Equação 2.7]	[–]
r	Coordenada espacial na direção radial	[m]
T	Campo de Temperatura	[K]
T	Escala de tempo	[s]
F	Força	[N]
P	Campo de pressão	[Pa]
t	Tempo	[s]
g	Aceleração da gravidade	[m/s^2]
u	Quantidade vetorial para a velocidade	[m/s^2]
D	Operador de derivada total	[–]
x	Coordenada espacial	[–]
k	Energia cinética turbulenta	[m^2/s^2]
C	Constante	[–]
I	Intensidade turbulenta	[–]
\dot{m}	Vazão mássica	[kg/s]
L_C	Comprimento característico	[m]
N	Função de forma do elemento	[–]

p	Pressão estática instantânea	[Pa]
\bar{u}	Média temporal da velocidade	[Pa]

Letras gregas

τ	Tensão de cisalhamento	[Pa]
τ	Tempo de resposta	[s]
ρ	Massa específica	[kg/m ³]
ϕ	Quantidade genérica	[-]
∇	Operador nabla	[-]
ν	Viscosidade cinemática	[m ² /s]
ε	Dissipação viscosa	[m ³ /s ³]
ω	Frequência turbulenta	[s ⁻¹]
ω	Velocidade de rotação	[s ⁻¹]
ϑ	Velocidade turbulenta	[m/s]
ℓ	Comprimento característico turbulento	[m]
κ	Constante de von Karman	[-]
Λ	Constante	[-]
σ	Tensão normal	[Pa]
Δ	Variação	[-]

Superscritos

$()'$ Relativo à flutuação da velocidade

Subscritos

$()_P$ Relacionado às partículas

$()_F$ Relacionado à fase fluida

$()_w$ Avaliado na parede

$()_t$ Turbulenta

Sumário

1	INTRODUÇÃO	18
1.1	Contexto	18
1.2	Caracterização do problema	19
1.3	Objetivo	21
1.4	Justificativa	21
2	FUNDAMENTOS TEÓRICOS	22
2.1	O processo de perfuração	22
2.1.1	Perfuração com circulação direta	24
2.1.2	Perfuração com circulação reversa	24
2.2	Broca	25
2.3	Desgaste	26
2.3.1	Desgaste por abrasão	26
2.3.2	Desgaste por erosão	27
2.4	Escoamento líquido-sólido	28
2.5	Turbulência	30
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	33
3.1	Escoamento em dutos rotativos	33
3.2	Escoamento líquido-sólido	34
3.3	Circulação direta	34
3.4	Circulação reversa com presença de partículas sólidas	34
3.5	Objetivos específicos	35
4	MODELAGEM MATEMÁTICA	36
4.1	Equações de Balanço	36
4.1.1	Hipóteses	36
4.1.2	Conservação da massa	36
4.1.3	Conservação da quantidade de movimento	37
4.2	Turbulência	37
4.2.1	Modelo $k - \varepsilon$ padrão	38
4.2.2	Modelo $k - \omega$ de Wilcox	39
4.2.3	Modelo SST	40
4.2.4	Lei de parede	42
4.3	Acoplamento Fluido Partícula	44
4.3.1	Transferência de quantidade de movimento	44
4.4	Mapeamento das partículas de forma lagrangiana	45
5	MODELAGEM NUMÉRICA	46

5.1	Geometria	46
5.2	Domínio de estudo	46
5.3	Discretização do domínio de estudo	47
5.3.1	Utilização da lei de parede	49
5.4	Discretização das equações de balanço	49
5.5	Funções de forma	52
5.6	Interpolação dos termos advectivos	54
5.6.1	Esquema <i>Upwind</i> de primeira ordem	54
5.6.2	Fator de mistura especificado	54
5.6.3	Método de alta resolução	54
5.7	Termos difusivos	55
5.8	Termo de pressão	55
5.9	Termo transiente	56
5.10	Solução do sistema de equações	56
5.11	Normalização dos resíduos	57
5.12	Fluxograma de solução	57
5.13	Condições de contorno	58
5.13.1	Entrada	58
5.13.2	Saída	60
5.13.3	Paredes	60
5.13.4	Periodicidade e conectividade	60
5.13.5	Injeção de sólido	61
5.14	Verificação numérica	62
5.14.1	Escoamento em dutos rotativos	62
5.14.2	Validação do acoplamento de uma via para modelagem do escoamento fluido- partícula	64
5.15	Teste de malha	66
5.15.1	Resultados	67
6	RESULTADOS	72
6.1	Influência dos parâmetros operacionais no escoamento sem a presença de partículas	72
6.1.1	Sentido de bombeio	72
6.1.2	Vazão de bombeio	72
6.1.3	Massa específica do fluido	75
6.1.4	Viscosidade dinâmica	77
6.1.5	Velocidade de rotação da coluna de perfuração	79
6.2	Influência dos parâmetros operacionais na limpeza do poço	82
6.2.1	Sentido de bombeio	84
6.2.2	Vazão de bombeio	84
6.2.3	Massa específica do fluido	87
6.2.4	Viscosidade dinâmica	89

6.2.5	Rotação da coluna de perfuração	91
6.2.6	Massa específica das partículas	92
6.2.7	Tamanho das partículas	93
6.3	Aprimoramento geométrico da broca	95
6.4	Fechamento dos resultados	96
7	CONSIDERAÇÕES FINAIS	98
7.1	Conclusões	98
7.2	Sugestões para trabalhos futuros	99
7.3	Produtos do projeto	99
	Referências	100

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contexto

Sendo a humanidade altamente dependente do petróleo, uma fonte energética não renovável, após longos anos de exploração massiva o acesso aos reservatórios tem se tornado cada vez mais complexo e por esse motivo, a compreensão e aperfeiçoamento das técnicas empregadas nos processos de perfuração são de grande valia na busca pela excelência.

O petróleo é uma substância constituída principalmente por uma mistura de hidrocarbonetos e origina-se a partir de matéria orgânica depositada juntamente a sedimentos. Após ser gerado, o petróleo migra para um tipo de formação porosa e permeável conhecida como rocha reservatório. Nesse tipo de ambiente, quando existem regiões de menor permeabilidade, o petróleo se acumula podendo formar jazidas de diferentes características e dimensões (THOMAS, 2001).

As jazidas ou reservatórios de petróleo, podem estar localizados desde poucos metros a partir da superfície chegando a profundidades maiores que 3000 m, descontada a coluna d'água, como ocorre no pré-sal brasileiro. Na grande maioria das aplicações atuais, senão em sua totalidade, o petróleo contido nos reservatórios é extraído com o auxílio de uma técnica denominada perfuração rotativa. A perfuração rotativa consiste da construção de um poço conectando o reservatório à superfície devido à ação de uma broca rotativa sobre a qual aplica-se uma força na direção e sentido em que o poço é perfurado. (BOURGOYNE et al., 1986).

Durante o processo de perfuração, a broca deve vencer os esforços necessários para fraturar ou cisalhar a rocha. Para tanto, o corpo da broca encontra-se em constante desgaste devido às elevadas dureza e abrasividade das formações geológicas. Para amenizar o desgaste precoce da broca e exercer uma série de outras funções, o processo de perfuração ocorre na presença de um fluido de perfuração.

O fluido de perfuração é um importante componente do processo e dentre suas funções destacam-se: remover os cascalhos do fundo do poço e carregá-los para a superfície; exercer pressão hidrostática suficiente contra as paredes do poço para evitar que fluidos provenientes da formação invadam o poço; manter o poço recém formado aberto até que seja cimentado; refrigerar e lubrificar a broca (BOURGOYNE et al., 1986).

Para realizar todas essas funções, o fluido de perfuração percorre um circuito fechado denominado sistema de circulação, tendo como principal função a remoção dos cascalhos e assim possibilitando a continuidade da operação. Ao chegar à superfície, o fluido é tratado e separado dos detritos podendo então ser reutilizado.

Em uma das etapas do circuito, o fluido de perfuração deve ser bombeado em direção à broca. Atualmente, existem duas maneiras de fazê-lo: de forma direta, em que o fluido é bombeado pelo interior da coluna e retorna pelo espaço anular (Figura 1.1a); de forma reversa, em que o fluido é bombeado pelo espaço anular e retorna pelo interior da coluna (Figura 1.1b).

Ao alterar o sentido de bombeio, algumas variáveis do processo podem ser diretamente afetadas,

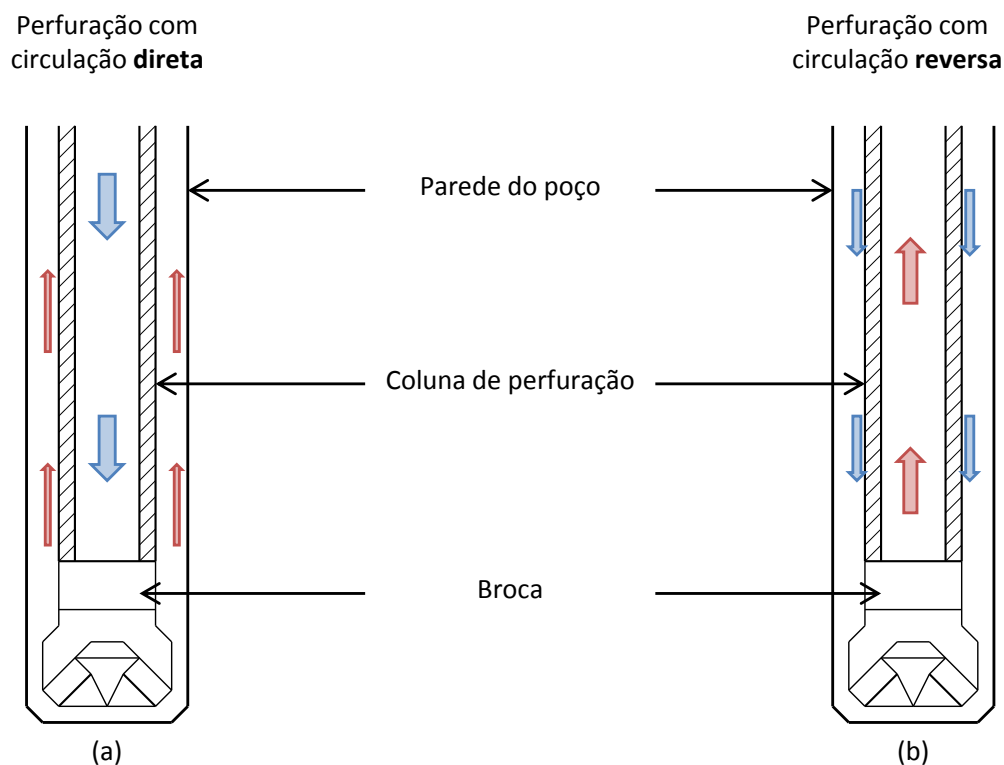


Figura 1.1 – Comparação entre as técnicas de bombeio (a) Perfuração com circulação direta (b) Perfuração com circulação reversa. Fonte: Autoria própria

tal como a vida útil e a taxa de penetração da broca (distância perfurada por unidade de tempo), a taxa de limpeza do poço (quantidade de cascalho removido por unidade de tempo), a profundidade máxima de perfuração, a taxa de bombeio de fluido de perfuração, número de manobras (quantidade de vezes que a operação deve ser interrompida para substituição da broca), entre outras. Essas variáveis impactam fortemente o custo total da operação.

1.2 Caracterização do problema

Tal como representado nas Figuras 1.1a e 1.1b, existem duas formas de bombeio que são atualmente empregadas na perfuração de poços de petróleo, a circulação direta e a circulação reversa.

Recente e pouco estudada ao se tratar de aplicações na indústria do petróleo, a perfuração com circulação reversa tem se mostrado vantajosa em diversos aspectos tornando-se objeto de interesse para implementação em maior escala, como por exemplo em poços *offshore*. Embora apresente vantagens, a técnica ainda carece de estudos aprofundados para o melhor entendimento das dinâmicas envolvidas.

A Figura 1.2 compara a dinâmica do escoamento líquido-sólido para a circulação direta e reversa. Na circulação direta, Figura 1.2a, o fluido de perfuração é injetado pelo interior da coluna de perfuração. Ao ser estrangulado pelos bocais ejetores, o fluido é acelerado formando um jato, que ao ser expelido pelos bocais, devido às altas velocidades, tem grande influência na refrigeração dos

cones e na limpeza do poço, porém, acaba por contribuir para a erosão da formação rochosa e para a redução da granulometria dos cascalhos, o que dificulta a interpretação geológica da formação sendo perfurada. Na circulação reversa, Figura 1.2b, o fluido de perfuração é injetado pelo espaço anular. Ao contrário da circulação direta, o fluido de perfuração deve adentrar a coluna de perfuração pelos bocais. Os cascalhos são então arrastados para dentro da coluna de perfuração onde encontram o escoamento com maior velocidade devido à redução de área, tendo ainda seu transporte facilitado pelo efeito rotativo da coluna (SANSONI, 2005). A ausência dos jatos contribui para que os cascalhos cheguem à superfície com maior granulometria e sem estarem contaminados (misturados com rochas provenientes de outras regiões do poço), o que facilita a interpretação geológica da região sendo perfurada.

Por serem relativamente recentes, as operações de perfuração com circulação reversa ainda utilizam brocas desenvolvidas para circulação direta. A modelagem do escoamento líquido-sólido pode ajudar a compreender as dinâmicas envolvidas na região da broca e então contribuir para o desenvolvimento de uma broca específica e aprimorada para operar com circulação reversa.

O problema de interesse consiste da implementação das duas técnicas de circulação utilizando a mesma geometria e parâmetros operacionais conforme representado na Figura 1.2. A geometria baseia-se num modelo real de broca tricônica com algumas simplificações para facilitar a construção da malha computacional e a solução numérica sem que haja interferência significativa nos resultados.

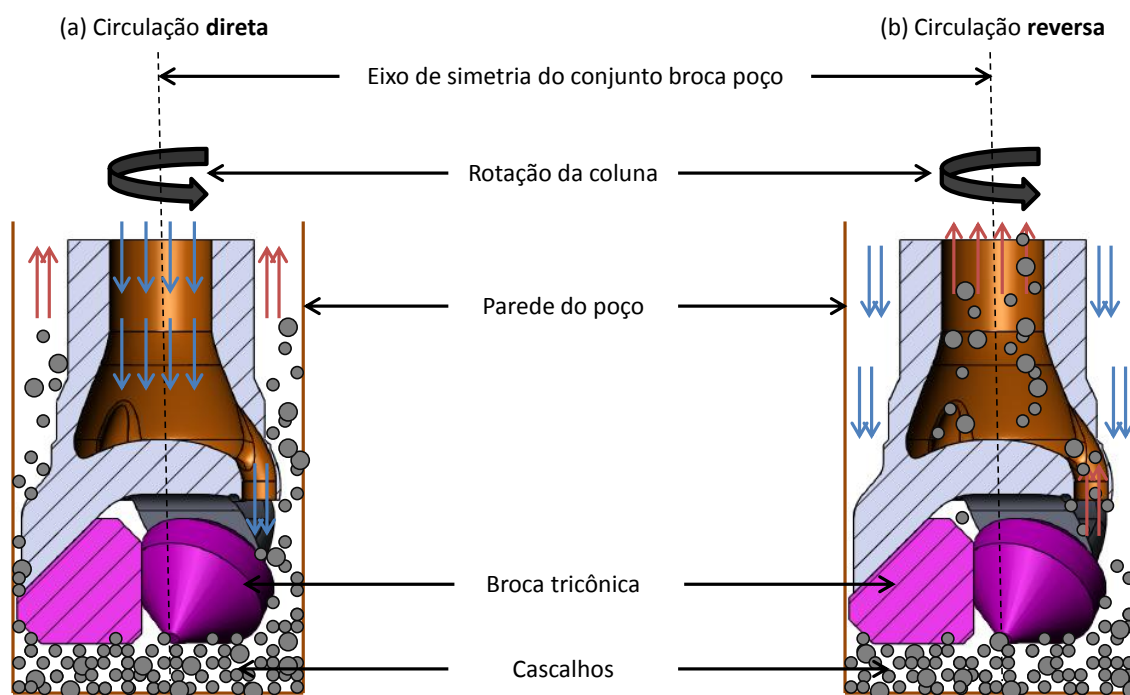


Figura 1.2 – Representação do conjunto broca-poço operando em (a) Circulação direta e (b) Circulação reversa. Fonte: Autoria própria

1.3 Objetivo

Neste trabalho é investigada a dinâmica do escoamento turbulento de um fluido newtoniano com a presença de partículas sólidas quando submetido às técnicas de circulação direta e reversa em um modelo tridimensional de uma broca do tipo tricônica. A influência do sentido de bombeio, da vazão mássica de fluido, do tamanho e densidade das partículas e da rotação da coluna de perfuração será avaliada através da simulação numérica do problema com auxílio do programa ANSYS CFX 15.

O acoplamento entre as fases será modelado segundo uma abordagem lagrangiana utilizando acoplamento de uma-via. Apesar de ser o mais simples entre os métodos, o acoplamento de uma-via reduz o custo computacional drasticamente e permite verificar a influência do sentido de bombeio sobre a dinâmica fluido-partícula e a limpeza do poço.

Com base na interação entre as partículas e as superfícies da broca e com base nos conceitos de desgaste, os resultados podem ainda proporcionar informações sobre a influência dos parâmetros operacionais na taxa de desgaste e portanto, contribuir para o desenvolvimento de uma geometria adequada impactando positivamente na vida útil da broca.

1.4 Justificativa

De acordo com a Agência Nacional de Petróleo ANP, o setor de pesquisa e desenvolvimento voltado para a indústria do petróleo terá em 2015 investimentos de R\$1,7 bilhões. Um montante dessa ordem justifica a importância do estudo tanto de otimização de toda a cadeia de produção do petróleo quanto do desenvolvimento de novas técnicas de exploração.

A compreensão da dinâmica do escoamento fluido-cascalho ao longo do sistema de circulação é de imensa importância. Uma falha no sistema pode comprometer o andamento do processo de perfuração chegando em casos mais críticos à perda total do poço.

Do ponto de vista acadêmico, a implementação de um domínio tridimensional com escoamento líquido-sólido em regime turbulento é sem dúvida um desafio significativo. De acordo com a revisão bibliográfica, o estudo de escoamentos envolvendo partículas é recente e poucos trabalhos são encontrados. Em aplicações na indústria do petróleo, o número de estudos desse porte e complexidade é ainda menor, o que coloca o trabalho em uma posição de destaque. Além disso, a gama de disciplinas envolvidas torna possível resgatar conceitos das principais áreas da engenharia mecânica e colocá-los em prática.

No contexto tecnológico, a modelagem adequada do problema pode proporcionar o aprimoramento de parâmetros operacionais e principalmente contribuir para o desenvolvimento de uma broca específica para operar em circulação reversa, reduzindo os custos diretos da operação.

2 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

Este capítulo tem por objetivo apresentar de forma sucinta os conceitos teóricos necessários para o melhor entendimento das discussões abordadas no decorrer da leitura do documento.

2.1 O processo de perfuração

A perfuração de um poço de petróleo é executada através de uma sonda de perfuração, conforme esquema apresentado na Figura 2.1. O processo mais utilizado atualmente é o de perfuração rotativa, no qual a rotação da broca existente na extremidade de uma coluna de perfuração e o peso aplicado sobre ela são os responsáveis pela perfuração da formação rochosa (THOMAS, 2001).

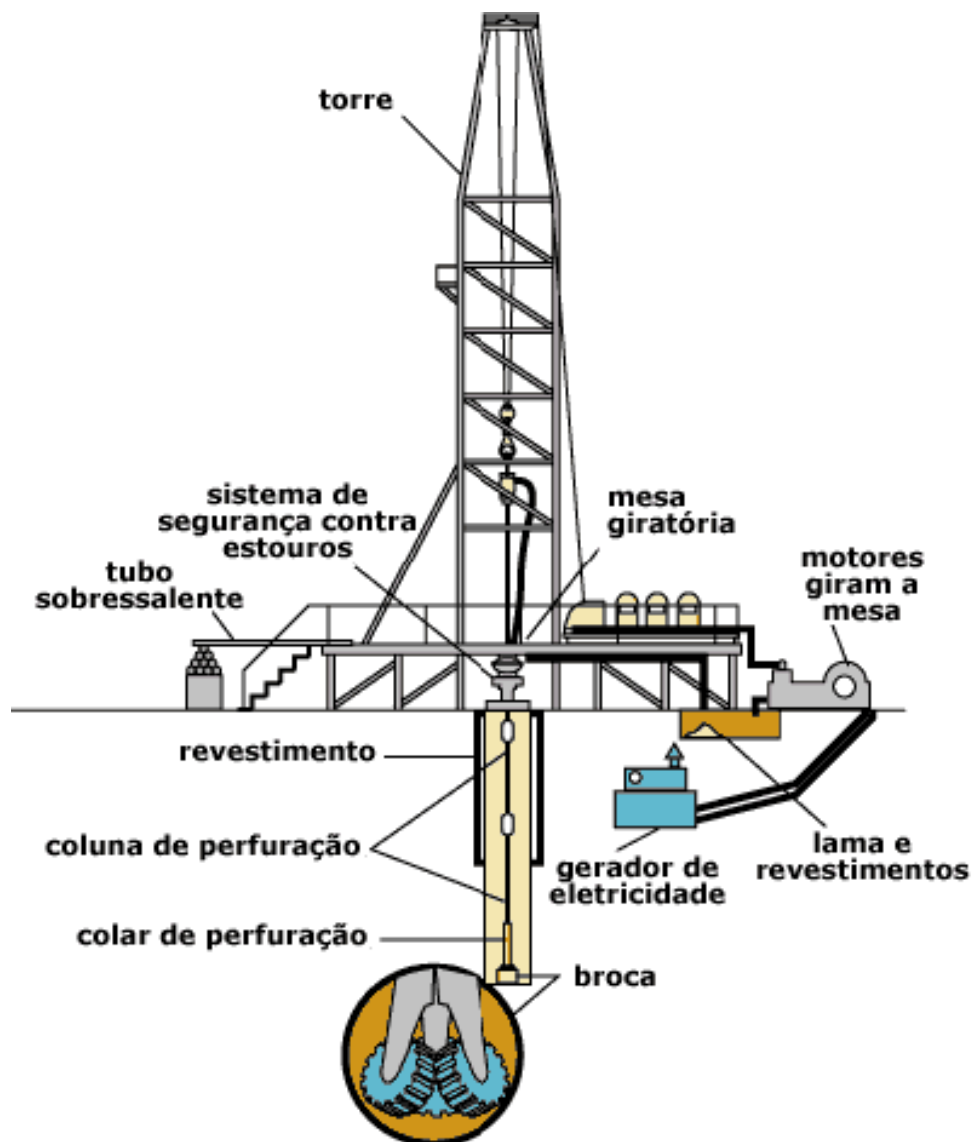


Figura 2.1 – Representação esquemática de uma sonda de perfuração. Fonte: How Stuff Works

Atualmente, dadas as dificuldades crescentes no acesso aos reservatórios, a perfuração não se dá mais de forma estritamente vertical. Acoplando um motor de fundo situado próximo à broca, a perfuração assume a direção desejada devido à ação de mecanismos direcionadores presentes no motor de fundo. Nesse tipo de técnica, denominada perfuração direcional, o comprimento do poço acaba por ser maior, o que exige mais do sistema de circulação, já que os caminhos percorridos são maiores e demandam uma maior energia do sistema de bombeio. A Figura 2.2 ilustra de forma simplificada uma operação de perfuração direcional. Pode-se verificar o deslocamento horizontal da extremidade da coluna de perfuração em relação ao centro da sonda de perfuração caracterizando o aumento do comprimento do poço.

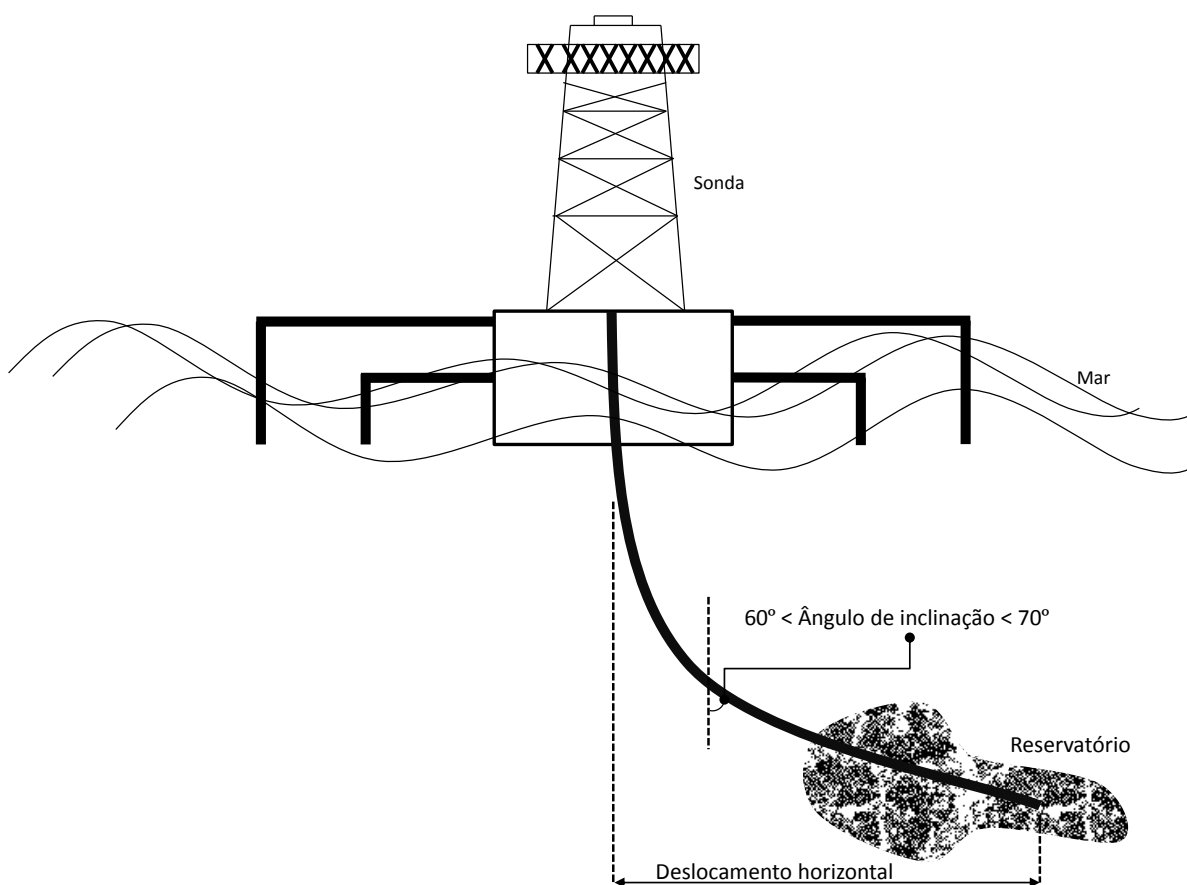


Figura 2.2 – Representação de uma operação de perfuração direcional. Fonte: Autoria própria

O sistema de circulação contempla os equipamentos responsáveis pela circulação e tratamento do fluido de perfuração (THOMAS, 2001). A principal função do sistema de circulação é remover os cascalhos do poço e permitir a continuidade do processo (BOURGOYNE et al., 1986). Atualmente, existem duas técnicas empregadas na realização do bombeio, a circulação direta e a circulação reversa. De forma geral, as técnicas diferem somente pelo sentido de circulação do fluido de perfuração, no entanto ao fazê-lo, outras variáveis do processo são impactadas conforme abordado a seguir nas seções 2.1.1 e 2.1.2.

2.1.1 Perfuração com circulação direta

Na perfuração com circulação direta, conforme esquematizado na Figura 1.2a, o fluido de perfuração é bombeado pelo interior da coluna de perfuração e ao retornar pelo espaço anular, formado entre a coluna e a parede do poço, carrega os cascalhos produzidos em decorrência do avanço da broca.

Durante a perfuração com circulação direta, o escoamento perde energia ao passar da coluna de perfuração para a região anular, comprometendo o carregamento de cascalhos em direção à superfície. Ao passar pela broca, o fluido de perfuração é estrangulado pelos bocais ejetores, sendo sujeito a altas perdas de carga e, ao impactar contra o fundo do poço contribui para a erosão da formação e criação de um leito fluidizado de partículas duras. Ao ser transportado pelo espaço anular, os cascalhos acabam entrando em contato com a formação e são contaminados ao se misturar com partículas provenientes das paredes do poço. Dessa maneira, são entregues ao sistema de separação na forma de uma lama, o que dificulta a interpretação das características geológicas da formação sendo perfurada e da limpeza do fluido de perfuração que será reutilizado no processo. Durante a perfuração horizontal, esse leito se estende pelo espaço anular podendo bloquear o poço por completo (SANSONI, 2005).

Por outro lado, a presença dos jatos contribui drasticamente para a desobstrução da broca e limpeza do fundo do poço. A alta quantidade de movimento é um fator crucial para o arrefecimento da estrutura cortante e diminuição do desgaste causado por abrasão.

2.1.2 Perfuração com circulação reversa

A primeira implementação da técnica ocorreu no início da década de 1970 para fins de mineração e nos anos 80 já era largamente empregada na Austrália, terra de seus criadores (GRANT, 2014). No Brasil, os primeiros estudos de viabilidade para aplicação na indústria do petróleo foram desenvolvidos em 2003 e somente em 2008 ocorreram os primeiros testes (TORRES, 2013).

Na perfuração com circulação reversa, conforme esquematizado na Figura 1.2b, o fluido de perfuração é bombeado pelo espaço anular retornando pelo interior da coluna de perfuração. Assim como na circulação direta, dentre suas funções, o fluido de perfuração deve levar à superfície os cascalhos gerados durante o processo de perfuração e ajudar na limpeza do poço e refrigeração da broca.

A partir da técnica de circulação reversa, o problema do leito e da contaminação pela formação são automaticamente eliminados pelo efeito rotativo e pela impermeabilidade da coluna de perfuração, respectivamente, tornando a técnica mais adequada para perfurações direcionais. Do ponto de vista operacional, a técnica também mostra-se vantajosa pois como o escoamento sofre uma redução de seção ao adentrar a coluna de perfuração, sua velocidade aumenta e menores vazões de bombeio são necessárias. Ainda, os cascalhos chegam à superfície com tamanhos maiores, o que facilita o processo de separação e melhora a qualidade do fluido de perfuração que é reutilizado no processo.

De acordo com Torres (2013), algumas das vantagens ao operar com brocas do tipo PDC são:

- Menor ECD (*Equivalent circulating density*) e menor dano à formação;
- Maior ROP (*Rate of Penetration*), com menor desgaste de brocas e número de manobras;

- Remoção de cascalhos mais rápida e eficiente;
- Melhor condição para a descida de revestimentos, equipamentos (ferramentas de perfilagem, telas de granel) e operações de cimentação;
- Redução dos custos de aquisição e manutenção de equipamentos (sondas, bombas, geradores, extratores de sólidos);
- Redução dos custos de operação (fluidos de perfuração, logística, eliminação dos ciclos de circulação para limpeza, impacto ambiental);
- Maior segurança operacional (sistema fechado, mais sensível a 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);

2.2 Broca

As brocas contemplam de 3% a 5% do custo total do poço, ainda assim, um montante representativo considerando as grandes cifras envolvidas na operação (REGALLA, 2011).

A broca é a ferramenta de corte localizada no extremo inferior da coluna de perfuração, sendo a grande responsável pelo fraturamento e corte da formação e conseqüente construção do poço (PLÁCIDO; PINHO, 2009). O tipo de broca utilizado na operação depende do alcance do poço e das características da formação geológica a ser perfurada.

De forma geral, as brocas podem ser divididas em brocas com e sem partes móveis.

Dentre as brocas sem partes móveis, encontram-se dois grupos principais: as brocas do tipo PDC, com insertos de diamante industrial policristalino inseridos no corpo de aço da broca - e a broca impregnada, em que cristais de diamante são impregnados no corpo revestido com carbeto de tungstênio. As brocas do tipo PDC são adequadas para perfurar formações mais moles, apresentando alta taxa de penetração e durabilidade, porém, são mais caras e suportam menores profundidades de perfuração quando comparadas a outros tipos de broca.

As brocas com partes móveis podem ter de um a quatro cones e são utilizadas em maior escala devido a sua eficiência e menor custo inicial (THOMAS, 2001). Uma broca tricônica, por exemplo, custa em torno de 40 mil dólares enquanto que, uma broca do tipo PDC, custa em torno de 100 mil dólares (REGALLA, 2011).

Uma broca do tipo tricônica, tal como representado na Figura 2.3, pode ser composta por dentes de aço ou insertos de carboneto de tungstênio. O sistema cortante desse tipo de broca deriva da combinação de mecanismos de raspagem, lascamento, esmagamento e erosão por impacto dos jatos de fluido de perfuração (THOMAS, 2001). O mecanismo mais adequado e a presença ou não de insertos são determinantes no projeto da broca e variam de acordo com a dureza e abrasividade da formação geológica a ser perfurada.



Figura 2.3 – Broca tricônica. Fonte: Grabcad, 2015

2.3 Desgaste

Quando superfícies são colocadas em contato, as imperfeições superficiais existentes, independente do acabamento, fazem com que o contato ocorra de forma discreta e a área real de contato seja significativamente reduzida quando comparada a área nominal da superfície (BHUSHAN, 2013). Ao se mover uma em relação à outra, ocorrerá de alguma forma, a deterioração de ao menos uma dessas superfícies. Esse fenômeno é denominado desgaste e pode ocorrer com ou sem a adição de lubrificantes (HUTCHINGS, 1992).

Desgaste, portanto, não é uma propriedade dos materiais e sim uma variável dependente do sistema e das condições de operação. De forma geral, é possível classificar os mecanismos de desgaste em três tipos: desgaste adesivo, abrasivo e corrosivo. Outras formas de desgaste derivam da combinação dos três tipos.

Durante o processo de perfuração, a broca pode experimentar os três mecanismos de desgaste. No entanto, os mecanismos de abrasão e erosão são predominantes (GUPTA; CHATTOPADHYAYA; HLOCH, 2013).

2.3.1 Desgaste por abrasão

O desgaste por abrasão ocorre quando protuberâncias de uma superfície de maior dureza, ou partículas duras, deslizam sobre uma superfície de menor dureza danificando-a, seja por deformação plástica ou pela remoção de material (BHUSHAN, 2013).

Para materiais dúcteis, de forma geral, o desgaste resulta na deformação plástica da superfície de menor dureza, já que esse tipo de material apresenta alta resistência à fratura. Por outro lado, para materiais frágeis, com baixa resistência à fratura, o desgaste ocorre por fratura frágil localizada.

O desgaste por abrasão pode ocorrer de duas maneiras. No desgaste a dois corpos, Figura 2.4, o dano é causado pela superfície de maior dureza ou por insertos de maior dureza presentes em uma das superfícies. Já no desgaste a três corpos, Figura 2.5, o corpo de maior dureza é um

terceiro corpo, geralmente partículas duras, confinadas entre outras duas superfícies e capaz de danificar uma ou ambas.



Figura 2.4 – Desgaste por abrasão a 2 corpos. Fonte: Adaptado de (HUTCHINGS, 1992)

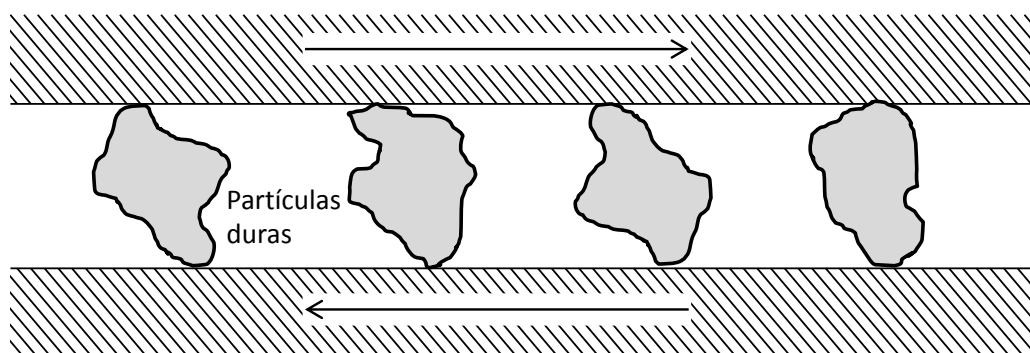


Figura 2.5 – Desgaste por abrasão a 3 corpos. Fonte: Adaptado de (HUTCHINGS, 1992)

2.3.2 Desgaste por erosão

No desgaste por erosão, uma superfície é atingida por partículas sólidas de maior dureza, conforme ilustra a Figura 2.6. Geralmente, esse tipo de desgaste é denominado erosão por partículas sólidas ou por colisão sólida, a fim de diferenciá-lo da erosão causada por gotas ou jatos líquidos (HUTCHINGS, 1992).

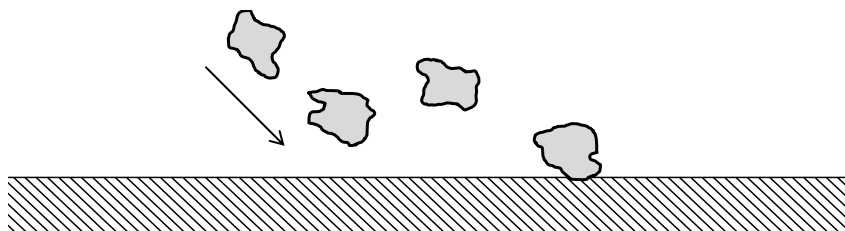


Figura 2.6 – Erosão por partículas sólidas. Fonte: Adaptado de (HUTCHINGS, 1992)

Na erosão por partículas sólidas, o desgaste da superfície envolvida depende da geometria, do tamanho e da dureza das partículas. A dureza é talvez a mais significativa variável, pois influencia de forma diretamente proporcional, ou seja, quanto maior a dureza da partícula, maior a taxa de desgaste da superfície, tal como ilustra a Figura 2.7 (HUTCHINGS, 1992).

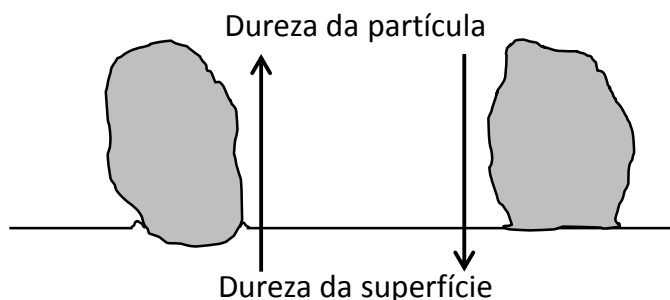


Figura 2.7 – Comparação entre os danos causados a uma superfície em função de sua dureza e da dureza das partículas. Fonte: Adaptado de (HUTCHINGS, 1992)

2.4 escoamento líquido-sólido

Dentre as diversas classificações para sistemas multifásicos encontrados na literatura, encontra-se o escoamento com fase dispersa, em que ao menos uma das fases é contínua (líquido ou gás) havendo constante interação com uma ou mais fases dispersas (partículas, bolhas, etc).

Na perfuração de poços de petróleo, ao se desprender da formação e serem carregados pelo fluido de perfuração, os cascalhos compõem juntamente com o fluido de perfuração um sistema multifásico conforme mencionado acima. No presente trabalho, a aplicação dos modelos de turbulência e de partículas exige que o sistema bifásico líquido-sólido composto pela mistura fluido-cascalho é simplificado para um fluido newtoniano com a presença de partículas sólidas uniformes.

Os sistemas particulados podem ser classificados em sistemas diluídos e densos. Para os sistemas diluídos, considera-se que as partículas estão suficientemente longe umas das outras e portanto, os efeitos de interações entre elas como colisões partícula-partícula podem ser desprezados. Já para os sistemas densos, existe uma alta concentração de partículas e essas interações devem ser consideradas na formulação matemática do problema.

Na modelagem de um escoamento fluido-partícula, o acoplamento entre as fases pode ser considerado de quatro maneiras tal como ilustrado na Figura 2.8. Antes de defini-los, é preciso abordar um importante parâmetro na caracterização de escoamentos envolvendo partículas: o número de Stokes.

O número de Stokes, conforme a Eq. 2.1, é definido como sendo a razão entre o tempo característico de uma partícula e o tempo característico de um escoamento. Ao fazê-lo, deriva-se uma forma de quantificar o quanto a inércia das partículas destoam do escoamento da fase fluida.

$$St_D = \frac{\tau_P}{\tau_F} \quad (2.1)$$

em que τ_p representa o tempo de resposta da partícula. τ_p é um parâmetro que caracteriza o quão depressa a partícula se adapta a mudanças no campo de escoamento. De maneira geral, o tempo de resposta é uma escala temporal associada com a força de arrasto que atua sobre a partícula (LOTH, 2010). De acordo com (CLIP; GRACE; WEBER, 1978), seja ρ_P a massa específica da partícula

e μ_F a viscosidade dinâmica do fluido, pode-se definir o tempo característico para uma partícula esférica conforme a Eq. 2.2

$$\tau_p = \frac{\rho_P D_P^2}{18\mu_F} \quad (2.2)$$

O tempo característico do escoamento fluido, Eq. 2.3, é definido em função do comprimento característico do escoamento L_c e da velocidade u_F nessa direção.

$$\tau_F = \frac{L_c}{u_F} \quad (2.3)$$

Para quando $St_D \ll 1$, as partículas nada influem no comportamento do escoamento e suas trajetórias se aproximam das linhas de corrente do escoamento. Em $St_D \approx 1$, as partículas encontram-se em equilíbrio com o escoamento e sua influência sobre ele acaba por influir no comportamento de outras partículas. Por fim, para $St_D \gg 1$ as partículas apresentam resposta muito lenta em função do comportamento do escoamento e portanto, sofrem pouquíssima ou nenhuma influência.

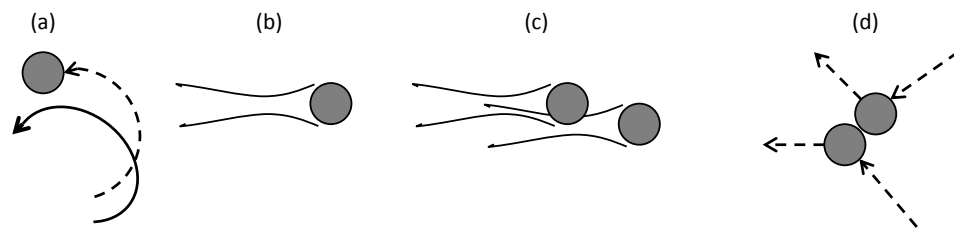


Figura 2.8 – Representação das formas de interação de uma partícula para os diferentes tipos de acoplamento entre as fases: (a) uma via; (b) duas vias; (c) três vias; (d) quatro vias. Fonte: Autoria própria

As características de cada tipo de acoplamento são descritas a seguir (LOTH, 2010):

1. **Acoplamento de uma via:** O acoplamento de uma via considera apenas a influência do fluido sobre o movimento das partículas. O acoplamento de uma via é adequado para sistemas com baixa concentração de partículas e $St_D \ll 1$, onde as partículas não influem no campo de escoamento.
2. **Acoplamento de duas vias:** Quando existe maior concentração de partículas ou quando $St_D \gg 1$, as partículas passam a interferir no comportamento do escoamento. O acoplamento de duas vias leva em conta a influência do escoamento sobre a partícula e vice-versa.
3. **Acoplamento de três vias:** Para alguns casos em que $St_D \gg 1$, as mudanças no campo de escoamento causadas por uma partícula podem modificar o campo de escoamento de outra partícula. Quando esse efeito é contabilizado, tem-se um acoplamento de três vias.
4. **Acoplamento de quatro vias:** O acoplamento de quatro vias, além de todas as interações fluido-partícula consideradas nos outros tipos de acoplamento, considera os efeitos de colisões entre partículas. À medida que ocorrem colisões, tanto as trajetórias das partículas quanto o campo de escoamento devem ser corrigidos.

A escolha do tipo de acoplamento é um dos principais passos determinantes na seleção do tipo de abordagem e do modelo numérico de solução do problema. De forma geral, os sistemas particulados podem ser modelados segundo uma abordagem euleriana ou lagrangiana.

Na abordagem euleriana, a trajetória das partículas é determinada de forma estatística baseada no campo de escoamento. Considera-se um campo de probabilidade de existência das frações volumétricas de cada fase e por conta disso, o esforço computacional é reduzido já que as partículas não são avaliadas separadamente. O método euleriano não se mostra adequado quando deseja-se considerar interações entre partículas devido ao tratamento estatístico agregar incertezas na solução.

Na abordagem lagrangiana, a trajetória das partículas é calculada de forma determinística a partir da segunda lei de Newton. O campo de escoamento é resolvido a partir da equação de Navier-Stokes, que é acoplada às equações de modelo para as partículas. A abordagem lagrangiana fornece maior acurácia na solução porém demanda um elevado custo computacional. O nível de detalhamento desejado implica na utilização de passos de tempo muito pequenos, da ordem dos menores tempos característicos do escoamento.

2.5 Turbulência

O fenômeno da turbulência, apesar de ter despertado o interesse da comunidade científica há pelo menos 500 anos, ainda carece de uma definição precisa. A tamanha complexidade presente nesse tipo de escoamento devido à sua aleatoriedade implica na impossibilidade de uma definição determinística (TENNEKES; LUMLEY, 1972).

A maioria dos escoamentos no contexto de aplicações de engenharia são turbulentos. Esse fenômeno, ainda pouco conhecido, é naturalmente rotacional, tridimensional e dependente do tempo, sendo caracterizado por altos níveis de flutuação em forma de vórtices. Dessa maneira, a quantidade de informação necessária para descrever precisamente esse tipo de escoamento torna sua solução, na maioria das aplicações, inviável (WILCOX, 2006).

As equações de Navier-Stokes, as quais acredita-se modelar qualquer tipo de escoamento (guardada a hipótese de meio contínuo e de fluido newtoniano), contém toda a física necessária para descrever escoamentos turbulentos já que

”Mesmo as menores escalas encontradas em escoamentos turbulentos são normalmente muito maiores do que qualquer escala de comprimento molecular”

Tenneke and Lumley, 1983.

A transição do regime laminar para o turbulento é caracterizada por um parâmetro adimensional introduzido por Reynolds (1894). De forma geral, é definido conforme a Eq. 2.4, em que U e D representam a velocidade e comprimento característicos do escoamento e ν representa a viscosidade cinemática do fluido.

$$Re = \frac{UD}{\nu} \quad (2.4)$$

Para escoamentos internos, é possível generalizar o comprimento característico no número de Reynolds para qualquer geometria utilizando o conceito de diâmetro hidráulico D_h em que:

$$D_h = \frac{4A}{P} \quad (2.5)$$

onde A representa a área da seção perpendicular à direção do escoamento e P o perímetro molhado. A partir da Eq. 2.5, a Eq. 2.4 pode ser reescrita levando a:

$$Re = \frac{UD_h}{\nu} \quad (2.6)$$

Em seu experimento, Reynolds (1894) constatou que a transição ocorre, para escoamentos em tubos de seção circular e de paredes lisas, em torno de $Re \approx 2000$.

Dentro do contexto estudado, a transição laminar-turbulento precisa ainda contabilizar os efeitos causados no escoamento devido à rotação existente na coluna de perfuração. O número de Taylor expressa o efeito da força centrífuga na inserção de perturbações no escoamento e para um duto anular é definido conforme a Eq. 2.7.

$$Ta = r_i(r_o - r_i) \frac{\omega_i^2}{\nu^2} \quad (2.7)$$

em que r_i e r_o são respectivamente os raios interno e externo do anular, ω é a velocidade tangencial ou velocidade de rotação do duto interno e ν a viscosidade cinemática do fluido. Para $Ta < 41,3$ tem-se escoamento laminar. Para $41,3 < Ta < 400$ tem-se o aparecimento dos vórtices de Taylor. Para $Ta > 400$, o escoamento é turbulento.

Dada a importância de fenômenos envolvendo escoamentos turbulentos, um verdadeiro esforço tem sido feito para se desenvolver métodos de solução computacional que sejam cada vez mais eficazes na representação do fenômeno físico.

Os que já foram desenvolvidos podem ser divididos em três categorias (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007):

- **LES (*Large eddy simulation*)**: rastreia o comportamento dos maiores vórtices e despreza os menores através de um filtro espacial. Para tanto, o método requer uma malha altamente refinada e necessita resolver as equações de balanço em regime transitório, o que gera uma enorme quantidade de dados e apresenta alta demanda computacional.
- **DNS (*Direct Numerical Simulation*)**: calcula o campo médio e todas as flutuações envolvidas. As malhas computacionais utilizadas são tão refinadas que atingem a escala de Kolmogorov (menor escala de representação de uma partícula fluida) e os passes de tempo são tão pequenos que captam até as flutuações mais rápidas. Esse método é extremamente custoso, seja pela capacidade computacional ou pelo tempo demandados e portanto, não é utilizado para aplicações de engenharia.
- **Modelos de turbulência para a equação de Navier-Stokes com média de Reynolds**: a atenção é voltada para os campos médios do escoamento e para as influências da turbulência sobre eles. Antes da aplicação dos métodos numéricos, a equação de Navier-Stokes é desenvolvida utilizando-se a média de Reynolds, o que cria um problema de fechamento

devido ao surgimento de novos termos na equação. Os termos extras são então modelados de acordo com diferentes modelos turbulência, que acabam por simular o fenômeno físico. Dentre os mais conhecidos destacam-se o modelo $k - \epsilon$ e o modelo de tensão de Reynolds. A implementação de modelos de turbulência demanda um custo computacional modesto e por conta disso, têm sido utilizados na maioria das soluções de problemas de engenharia.

Baseado nos objetivos do projeto, a implementação de técnicas como o LES e o DNS não se justifica. Portanto, o modelo SST (*Menter's **Shear Stress Transport***) será utilizado para contabilizar os fenômenos turbulentos.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo são apresentados alguns dos estudos realizados dentro do contexto do problema encontrados na literatura. Para o melhor entendimento do leitor, os trabalhos são separados de acordo com o seu respectivo assunto. Ao final do capítulo são então definidos os objetivos específicos do projeto.

3.1 Escoamento em dutos rotativos

Um estudo pioneiro foi realizado por White (1964), que apresentou uma investigação experimental do escoamento de um fluido em um duto rotativo. O autor constatou que o escoamento tende a se estabilizar na presença de rotação e que, para um mesmo valor do número de Reynolds onde se teria um escoamento turbulento em um duto estacionário, verifica-se uma maior resistência à transição. Foi verificado também que a altas rotações ocorrem reduções na queda de pressão da ordem de 40% e que as partículas fluidas tendem a permanecer no centro do duto ao invés de migrar em direção às paredes, o que reduz a dissipação de energia.

Rothe e Pfitzer (1997) confrontaram resultados numéricos e experimentais para o escoamento turbulento de um fluido newtoniano num anular concêntrico com ambas as paredes rotativas. Ao variar a razão de raios dos dutos, constataram que devido a imposições da força centrífuga e tensões cisalhantes, existe uma grande variação no comportamento do escoamento causada pela rotação dos dutos interno e externo.

Siginer e Bakhtiyarov (1998) investigaram o efeito da excentricidade de um duto anular no escoamento de um fluido de perfuração (mistura glicerol-água com espaçador não newtoniano) com presença de rotação no duto interno. O estudo conduzido de forma analítica e experimental, verificou que os vórtices tendem a permanecer próximos ao duto interno, o que condiz com os resultados obtidos por White (1964).

Escudier et al. (2000) realizaram um estudo computacional e experimental do escoamento completamente desenvolvido de um fluido newtoniano incompressível através de um duto anular ex-cêntrico com rotação aplicada ao duto interno. Foram obtidos os campos de escoamento, distribuição de tensão cisalhante nas paredes e o fator de atrito ao variar a razão de excentricidade, razão entre raios e número de Taylor. Constatou-se que para o escoamento completamente desenvolvido, os movimentos radial/tangencial e axial ocorrem de forma independente. Por outro lado, verificou-se que a componente axial da velocidade é fortemente influenciada pelas componentes radial e tangencial e que, a rotação do cilindro interno impacta de forma significativa na distribuição da componente axial de velocidade.

3.2 Escoamento líquido-sólido

Zhu e Yu (2004) analisaram o escoamento granular em um funil de carga cilíndrico com fundo plano a partir de resultados gerados através do Método de Elementos Discretos (DEM). A influência de parâmetros geométricos e da rugosidade das paredes do funil e das características das partículas, dentre vários outros foi avaliada.

Zhu et al. (2007) reúnem avanços importantes no contexto da dinâmica de escoamentos líquido-sólido. Aspectos como modelos para o cálculo de interações partícula-partícula e partícula-fluido, métodos de acoplamento utilizando DFC (Dinâmica dos Fluidos Computacional) e teorias para conectar modelagens discretas a contínuas são abordados.

Zhu et al. (2008) continuaram a reunir os trabalhos realizados e sumarizaram todo progresso feito até então. Os trabalhos reunidos abordam assuntos como empacotamento e escoamento de partículas e escoamentos fluido-partícula. O trabalho ainda frisa o método DEM (*Discrete Element Method*) como sendo eficaz na solução de problemas envolvendo partículas.

3.3 Circulação direta

Maneira (2013) realizou um estudo numérico, a partir da implementação de um modelo tridimensional simplificado de uma broca tricônica, para avaliar a influência das propriedades reológicas de um fluido newtoniano, da vazão mássica, da velocidade de rotação da broca e do diâmetro dos bocais ejetores sobre o coeficiente de descarga e a força de impacto causada pelo jato. Dentre as principais contribuições do trabalho, constatou-se que a perda de carga se dá majoritariamente na região dos ejetores e é independente da viscosidade do fluido e da taxa de rotação da broca.

Figueiredo (2014) avaliou a influência da vazão mássica, da viscosidade dinâmica e do diâmetro do bocal ejetor sobre o coeficiente de descarga e a força de impacto no fundo do poço. O estudo foi conduzido através da implementação numérica de um duto anular contendo uma contração abrupta para representar o bocal. O autor concluiu que a perda de carga no bocal é função somente do seu diâmetro e que a força de impacto é influenciada principalmente pela vazão de fluido.

3.4 Circulação reversa com presença de partículas sólidas

Sansoni (2005), através de simulação numérica, conduziu um estudo pioneiro sobre a implementação da técnica de circulação reversa na perfuração de poços de petróleo. Neste estudo, uma geometria simplificada do conjunto broca poço foi submetida ao escoamento de um fluido não newtoniano com a presença de partículas sólidas. A influência das características reológicas do fluido, de parâmetros como taxa de injeção e geometria das partículas e da rotação da broca foram avaliadas e comparadas com o método de circulação direta. Dentre os inúmeros resultados apresentados, destaca-se o aumento da capacidade de transporte de cascalhos pelo interior da coluna, possibilitando a utilização de vazões menores.

Em 2008, um estudo foi realizado por Koesetzer e Fontes (2008) visando avaliar do potencial de arraste de cascalhos durante a perfuração de poços de petróleo utilizando circulação reversa. Para

tanto, foi utilizado um modelo tridimensional simplificado de uma broca do tipo PDC submetida ao escoamento de um fluido não newtoniano em regime turbulento com a presença de partículas sólidas segundo uma abordagem euleriana-lagrangiana. O acoplamento entre as fases seguiu modelos de uma e duas vias e constatou-se que a presença de partículas no escoamento apresentou pouca influência sobre os campos de velocidade, distribuição dos fluxos entre os canais da broca, perda de carga e razão de transporte.

3.5 Objetivos específicos

Com o intuito de corroborar os trabalhos apresentados, o escoamento turbulento de um fluido newtoniano com presença de partículas sólidas será investigado a fim de compreender a dinâmica do escoamento na região da broca nos processos de perfuração de poços de petróleo.

No presente estudo, o sistema particulado será modelado segundo uma abordagem lagrangiana utilizando acoplamento de uma via. Embora simples, será possível realizar uma análise preliminar à respeito da influência do sentido de bombeio sobre a dinâmica das partículas e portanto, contribuir para o entendimento da hidráulica da broca.

A partir dos resultados, as nuances do escoamento em função do sentido de bombeio poderão então contribuir para o desenvolvimento de brocas específicas para operar em circulação reversa e para o aprimoramento de parâmetros operacionais empregados em ambas as técnicas de circulação.

4 MODELAGEM MATEMÁTICA

Neste capítulos são introduzidos os equacionamentos dos modelos matemáticos implementados na resolução do problema.

4.1 Equações de Balanço

4.1.1 Hipóteses

O fluido utilizado na perfuração de poços de petróleo deve executar diversas funções que transpõe as capacidades de um fluido newtoniano. No entanto, devido às condições de operação, o escoamento se comporta de forma turbulenta e atualmente, não existem modelos de turbulência consolidados na literatura que contemplem escoamentos de fluidos não-newtonianos. Dessa forma, a hipótese de fluido newtoniano se faz necessária para a resolução do problema.

Outras hipóteses são listadas abaixo:

1. O escoamento é considerado isotérmico, $\partial T / \partial x_i = 0$;
2. O fluido é incompressível, $\rho = \text{cte}$;
3. Escoamento simétrico na direção azimutal;
4. A gravidade é considerada na direção axial da broca, caracterizando um processo de perfuração vertical.
5. As paredes são consideradas lisas e impermeáveis.
6. As fases sólida e fluida são desconectadas, utilização de acoplamento de uma via.

A utilização da hipótese de escoamento isotérmico elimina a necessidade da resolução da equação da conservação energia, o que de certa forma torna o problema mais simples e de menor demanda computacional.

4.1.2 Conservação da massa

Para a modelagem de um escoamento em um sistema discreto, com fronteiras bem delimitadas, a lei da conservação da massa atesta que as quantidades que atravessam as fronteiras somadas com as quantidades que se acumulam dentro do sistema devem ser zero. Para um escoamento incompressível, a lei é expressa de acordo com a Eq. 4.1.

$$\frac{du_i}{dx_i} = 0 \quad (4.1)$$

4.1.3 Conservação da quantidade de movimento

A equação da conservação da quantidade de movimento baseia-se na segunda lei de Newton e relaciona a aceleração de uma partícula fluida devido a ação de forças de corpo e de superfície. De forma geral, as forças de superfície são representadas por um tensor de tensões simétrico e a força de corpo que interessa é a gravidade (POPE, 2000).

Para um fluido newtoniano, com propriedades constantes, a equação da conservação da quantidade de movimento é expressa da seguinte forma:

$$\rho \frac{Du_i}{Dt} = -\nabla P + \mu \nabla^2 u_i + g_i \quad (4.2)$$

A Eq. 4.2 é denominada equação de Navier-Stokes e caracteriza uma equação diferencial parcial não linear de segunda ordem. As ferramentas matemáticas desenvolvidas até o momento não possibilitam a obtenção da solução exata de equações dessa natureza e portanto, a utilização de modelos computacionais se faz necessária.

4.2 Turbulência

Baseado na aleatoriedade presente nos escoamentos turbulentos, em 1895, Reynolds propôs uma abordagem estatística para modelar as várias quantidades envolvidas de forma que, uma quantidade genérica $\phi(x, t)$ pode ser definida em função de seu valor médio e da flutuação em torno da média ao longo do tempo e espaço conforme descrito na Eq. 4.3.

$$\phi(x, t) = \bar{\phi}(x) + \phi'(x, t) \quad (4.3)$$

Na Eq. 4.3, $\bar{\phi}(x)$, denominada média temporal de $\phi(x, t)$ é definida por

$$\bar{\phi}(x) = \frac{1}{T} \int_t^{t+T} \phi(x, t) dt \quad (4.4)$$

A partir da Eq. (4.4), derivam-se todas as correlações necessárias para se obter as equações médias de Reynolds, que na forma conservativa, são descritas conforme as Eqs. 4.5 e 4.6.

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (4.5)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_i \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\nu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} - \overline{u'_i u'_j} \right) + g_i \quad (4.6)$$

A Eq. 4.6 é conhecida como RANS (*Reynolds Average Navier-Stokes*) e a partir dela o campo médio de velocidade é obtido. O termo $\overline{u'_i u'_j}$, denominado tensor de tensões de Reynolds, adiciona seis novas incógnitas à equação de Navier-Stokes e cria um problema de fechamento já que nenhuma equação adicional foi derivada.

A Eq. 4.6 não possui solução a menos que o tensor de Reynolds seja de alguma maneira determinado. Para tanto, utiliza-se um modelo de turbulência baseado na hipótese da viscosidade turbulenta ou de forma mais direta, o tensor é determinado a partir das equações de transporte do modelo de tensão de Reynolds.

As tensões de Reynolds são as componentes de um tensor simétrico de segunda ordem, ou seja, $\overline{u'_i u'_j} = \overline{u'_j u'_i}$. Os elementos da diagonal principal representam tensões normais e os demais, tensões de cisalhamento.

A hipótese da viscosidade turbulenta, introduzida por Boussinesq em 1877, é matematicamente análoga à relação tensão-deformação para um fluido newtoniano (POPE, 2000). A partir dela, assume-se que tal como a tensão viscosa, a tensão turbulenta é proporcional a taxa de deformação média e o termo de proporcionalidade é substituído pela viscosidade cinemática turbulenta ν_t . A tensão turbulenta é então definida conforme a Eq. 4.7 (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007).

$$-\overline{u'_i u'_j} = \nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (4.7)$$

em que δ_{ij} representa o delta de Kronecker e k a energia cinética turbulenta média por unidade de massa, definida como a metade do traço do tensor de Reynolds conforme a Eq. 4.8.

$$k(x, t) = \frac{1}{2} \overline{(u'_i u'_i)} \quad (4.8)$$

A partir de um modelo de turbulência, encontra-se uma expressão para a viscosidade turbulenta culminando na solução do tensor de tensões de Reynolds e do problema de fechamento. O modelo selecionado para a solução do problema proposto foi o modelo de transporte de tensão de cisalhamento (SST). O modelo SST é uma composição de dois outros modelos de turbulência, o $k - \varepsilon$ padrão e o $k - \omega$ de Wilcox. Uma descrição sucinta dos três modelos é apresentada a seguir.

4.2.1 Modelo $k - \varepsilon$ padrão

Baseado em uma análise dimensional, assume-se que a viscosidade cinemática turbulenta ν_t , de dimensão (m^2/s), pode ser obtida do produto da velocidade turbulenta ϑ (m/s) pelo comprimento característico turbulento ℓ (m) e portanto

$$\nu_t = C \vartheta \ell \quad (4.9)$$

em que C é uma constante de proporcionalidade adimensional (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007).

O modelo $k - \varepsilon$ padrão utiliza da energia cinética turbulenta média k e da taxa de dissipação viscosa ε para definir a velocidade turbulenta ϑ e o comprimento característico ℓ tal que

$$\vartheta = k^{1/2} \quad (4.10)$$

$$\ell = \frac{k^{3/2}}{\varepsilon} \quad (4.11)$$

Combinando as equações 4.11, 4.10 e 4.9, deriva-se uma expressão para ν_t

$$\nu_t = C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (4.12)$$

em que C_μ é uma constante adimensional e ε é definida conforme Eq. 4.13.

$$\varepsilon = \nu \overline{\left(\frac{\partial u'_i}{\partial x_j}\right)^2} \quad (4.13)$$

As equações de transporte para k e ε são:

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \right] + \left[\nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \right] - \varepsilon \quad (4.14)$$

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial k \varepsilon}{\partial x_i} \right] + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} \left[\nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \right] \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} - C_{2\varepsilon} \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (4.15)$$

A interpretação física das equações 4.14 e 4.15 é definida como:

Taxa de variação de k ou ε	+	Transporte de k ou ε por advecção	=	Transporte de k ou ε por difusão	+	Taxa de geração de k ou ε	-	Taxa de des- truição de k ou ε
--	---	---	---	--	---	---	---	--

As equações 4.14 e 4.15 completam o número de equações necessárias para solucionar o problema de fechamento, porém, vêm acompanhadas de cinco constantes ajustáveis: C_μ , σ_k , σ_ε , $C_{1\varepsilon}$ e $C_{2\varepsilon}$. Os valores das cinco constantes, descritos na Eq. 4.16, são provenientes do cuidadoso ajuste de dados para uma vasta gama de escoamentos turbulentos (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007).

$$\begin{aligned} C_\mu &= 0,09 \\ \sigma_k &= 1,00 \\ \sigma_\varepsilon &= 1,30 \\ C_{1\varepsilon} &= 1,44 \\ C_{2\varepsilon} &= 1,92 \end{aligned} \quad (4.16)$$

4.2.2 Modelo $k - \omega$ de Wilcox

Uma alternativa ao modelo $k - \varepsilon$, em que a viscosidade turbulenta é obtida do produto $\nu \ell$ e que a taxa de dissipação viscosa ε é utilizada para determinar a escala de comprimento, é o modelo $k - \omega$ proposto por Wilcox (1988). No modelo $k - \omega$ de Wilcox, a taxa de dissipação viscosa ε é substituída pela frequência turbulenta ω . Ao fazê-lo, o comprimento característico passa a ser definido como

$$\ell = \frac{\sqrt{k}}{\omega} \quad (4.17)$$

Em consequência, a viscosidade cinemática turbulenta ν_t passa a ser definida como

$$\nu_t = \frac{k}{\omega} \quad (4.18)$$

Assim como no modelo $k - \varepsilon$, o tensor de tensões de Reynolds é obtido a partir da hipótese de Boussinesq (Eq. 4.7). A energia cinética turbulenta k e a frequência turbulenta ω são obtidas das equações 4.19 e 4.20.

$$\frac{\partial k}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \right] + \left[\nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \right] - \beta_k k \omega \quad (4.19)$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_\omega} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \gamma_1 \frac{\omega}{k} \left[\nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \right] - \beta_1 \omega^2 \quad (4.20)$$

As equações 4.19 e 4.20 podem ser interpretadas da seguinte maneira:

Taxa de variação de k ou ω	+	Transporte de k ou ω por advecção	=	Transporte de k ou ω por difusão	+	Taxa de geração de k ou ω	-	Taxa de des- truição de k ou ω
---	---	---	---	---	---	--	---	---

De forma análoga ao modelo $k - \varepsilon$, as constantes que aparecem nas equações do modelo $k - \omega$ são definidas pela Eq. 4.21.

$$\begin{aligned} \sigma_k &= 2,000 \\ \sigma_\omega &= 2,000 \\ \gamma_1 &= 0,553 \\ \beta_1 &= 0,075 \\ \beta_k &= 0,090 \end{aligned} \quad (4.21)$$

4.2.3 Modelo SST

O modelo $k - \varepsilon$ apresenta resultados menos sensíveis a valores arbitrados para regiões afastadas das paredes. No entanto, seu desempenho para modelar os fenômenos que ocorrem na camada limite é insatisfatório, região onde o modelo $k - \omega$ apresenta melhores resultados. O modelo SST é um modelo híbrido, uma composição dos modelos $k - \varepsilon$ e $k - \omega$ em que as regiões próximas à parede são modeladas por uma transformação do modelo $k - \varepsilon$ para o $k - \omega$ e as regiões afastadas da parede são descritas pelo modelo $k - \varepsilon$ padrão. O tensor de tensões de Reynolds e a equação para k são obtidos da mesma maneira descrita para o modelo $k - \omega$, porém, a equação para a dissipação viscosa ε é transformada em uma equação para ω a partir da Eq. 4.22 (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007).

$$\varepsilon = k \omega \quad (4.22)$$

A partir da Eq. 4.22, deriva-se a equação para o modelo $k - \varepsilon$ modificado, conforme descrito pela Eq. 4.23.

$$\begin{aligned} \frac{\partial \omega}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \omega}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_{\omega 1}} \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + \\ \frac{2}{\sigma_{\omega 2} \omega} \left(\frac{\partial \omega}{\partial x_j} \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + \gamma_2 \frac{\omega}{k} \left[\nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} k \delta_{ij} \right] - \beta_2 \omega^2 \end{aligned} \quad (4.23)$$

As constantes de calibração do modelo descritos pelas equações 4.19 e 4.23 são apresentadas na Eq. 4.24.

$$\begin{aligned} \sigma_k &= 1,000 \\ \sigma_{\omega 1} &= 2,000 \\ \sigma_{\omega 2} &= 1,170 \\ \gamma_2 &= 0,440 \\ \beta_2 &= 0,083 \\ \beta_k &= 0,090 \end{aligned} \quad (4.24)$$

Transformar o modelo $k - \varepsilon$ para melhor se adequar a regiões próximas à parede e utilizar o modelo $k - \varepsilon$ puro para regiões afastadas pode causar instabilidades numéricas devido a diferenças nos valores calculados para a viscosidade turbulenta. Para que isso não aconteça e para que haja uma transição suave entre os dois modelos, é necessário inserir um função de ponderação F_C (Eq. 4.25) tal que seu valor seja zero na parede e tenda à unidade ao se afastar dela.

$$C = F_C C_1 + (1 - F_C) C_2 \quad (4.25)$$

Na Eq. 4.25, C_1 e C_2 são constantes provenientes dos modelos $k - \omega$ e $k - \varepsilon$ modificado. No modelo SST, a viscosidade turbulenta é limitada o que acaba por limitar a geração de energia cinética e previne que regiões de estagnação sejam criadas, tal que:

$$\nu_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, S F_2)} \quad (4.26)$$

em que $S = \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}}$, a_1 é constante e F_2 é uma função de ponderação.

4.2.4 Lei de parede

Suficientemente perto da parede, as velocidades são tão pequenas que os efeitos inerciais do escoamento tornam-se desprezíveis quando comparados aos viscosos. As equações para os modelos de turbulência apresentados adequam-se somente para altos valores do número de Reynolds, em escoamentos completamente turbulentos. Para escoamentos turbulentos com baixos valores de Reynolds, a influência dos efeitos viscosos deve ser inserida no modelo.

A lei de parede é um artifício matemático que evita a necessidade de densificar o domínio computacional nas regiões próximas às paredes para contabilizar os gradientes elevados decorrentes da influência dos efeitos viscosos. A aplicação do método é vantajosa pois reduz o esforço

computacional e permite a utilização de dados experimentais como por exemplo, em situações nas quais a hipótese de paredes perfeitamente lisas não é aplicável Maneira (2013).

Próximo à parede, a velocidade média \bar{u} depende apenas da distância y da parede, da viscosidade do fluido ν e da tensão de cisalhamento na parede τ_w . Portanto:

$$\bar{u} = f(y, \nu, \tau_w) \quad (4.27)$$

Uma análise dimensional conduzida sobre a Eq. 4.27 leva a (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007):

$$u^+ = \frac{\bar{u}}{u_\tau} = f\left(\frac{u_\tau y}{\nu}\right) = f(y^+) \quad (4.28)$$

A Eq. 4.28, denominada lei de parede, contempla a definição de dois grupos adimensionais importantes: a velocidade adimensional u^+ e a distância adimensional da parede y^+ . A velocidade u^+ é adimensionalizada a partir da velocidade de atrito u_τ , definida conforme a Eq. 4.29.

$$u_\tau = \left(\frac{\tau_w}{\rho}\right)^{0,5} \quad (4.29)$$

A distância da parede y^+ é definida conforme a Eq. 4.30.

$$y^+ = \frac{y u_\tau}{\nu} \quad (4.30)$$

Conforme ilustrado na Figura 4.1, a região próxima à parede é subdividida em três novas regiões: a subcamada viscosa, a camada de transição e a subcamada inercial.

Para $0 \leq y^+ < 5$, caracteriza-se a subcamada viscosa. O comportamento do escoamento dentro da subcamada viscosa é dominado por efeitos viscosos. Em escalas tão pequenas, é possível assumir que a tensão de cisalhamento é constante e igual à τ_w , o que leva a:

$$\tau(y) = \mu \frac{\partial u}{\partial y} = \tau_w \quad (4.31)$$

Integrando a Eq. 4.31 em y e considerando a condição de não deslizamento na parede, obtém-se

$$u = \frac{\tau_w y}{\mu} \quad (4.32)$$

Com alguma álgebra e partindo das definições de u^+ e y^+ , deriva-se uma expressão para modelar a velocidade adimensional u^+ na região da subcamada viscosa. A Eq. 4.33 descreve uma relação linear entre u^+ e y^+ e por conta disso, a subcamada viscosa é também conhecida como subcamada linear (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007).

$$u^+ = y^+ \quad (4.33)$$

Na subcamada inercial, em que $30 \leq y^+ < 500$, tanto os efeitos viscosos quanto os turbulentos são importantes. Aqui, a tensão de cisalhamento também pode ser considerada constante e igual a

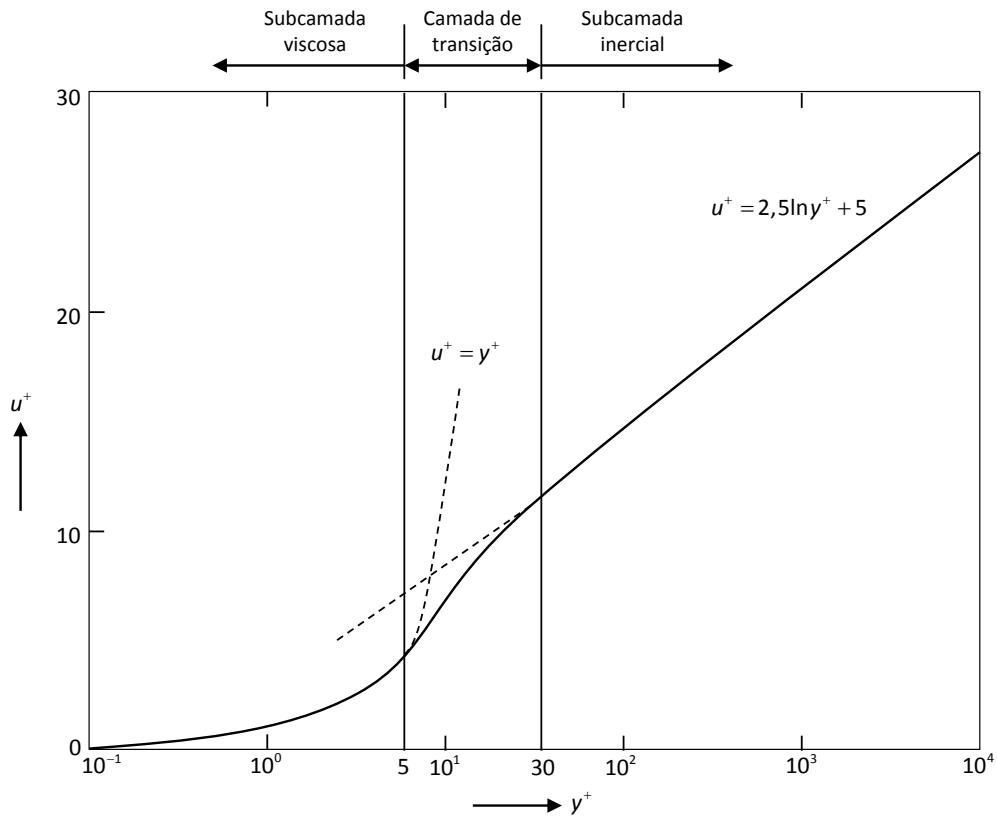


Figura 4.1 – Lei de parede. Fonte: Autoria própria

τ_w . Uma relação funcional pode ser derivada para u^+ a partir do comprimento de mistura $\ell_m = \kappa y$, em que κ é a constante de von Karman.

$$u^+ = \frac{1}{\kappa} \ln(y^+) + B \quad (4.34)$$

Na Eq. 4.34, as constantes κ e B são obtidas experimentalmente. Para paredes lisas, $\kappa = 0,41$ e $B = 5,0$ (SCHLICHTING; GERSTEN; GERSTEN, 2000). Devido ao seu comportamento logarítmico, a subcamada inercial é também conhecida como subcamada logarítmica.

Por fim, em $5 \leq y^+ < 30$ encontra-se a camada de transição. A camada de transição não apresenta nenhum dos tipos de comportamento já descritos, não sendo linear e nem logarítmica. Ao longo dos anos, algumas correlações foram desenvolvidas para modelar o comportamento de u^+ nessa região. Uma correlação foi proposta por Schlichting, Gersten e Gersten (2000 apud STROBEL, 1992):

$$u^+ = \frac{1}{\Lambda} \left[\frac{1}{3} \ln \frac{\Lambda y^+ + 1}{\sqrt{(\Lambda y^+)^2 - \Lambda y^+ + 1}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\arctan \frac{2\Lambda y^+ - 1}{\sqrt{3}} + \frac{\pi}{6} \right) \right] \quad (4.35)$$

em que $\kappa = 0,41$ e $\Lambda = 0,127$.

4.3 Acoplamento Fluido Partícula

No presente estudo, o acoplamento entre fluido e partícula é modelado segundo uma abordagem de uma única via, ou seja, a fase contínua não é afetada pela presença das partículas. O acoplamento

de uma via é extremamente vantajoso em relação ao custo computacional demandado para a solução do problema. O fato de o escoamento não ser afetado pelas partículas permite que ele seja determinado de forma independente e então, uma variedade de parâmetros relacionados às partículas possam ser variados utilizando o campo de escoamento já calculado (LOTH, 2010).

Diferente de uma abordagem Euleriana, o volume ocupado pelas partículas não é levado em conta nos cálculos realizados para a fase contínua. Isso significa que a validade do modelo só é aplicável para frações volumétricas relativamente pequenas. À medida que a concentração de partículas aumenta no interior do domínio, o modelo de acoplamento de uma via torna-se não representativo.

4.3.1 Transferência de quantidade de movimento

Considerando uma única partícula movendo-se em um meio fluido, as forças que afetam seu movimento são modeladas a partir da segunda lei de Newton para o movimento, tal que (ANSYS, 2014a):

$$m_p \frac{d\vec{u}_p}{dt} = \vec{F}_D + \vec{F}_B + \vec{F}_R \quad (4.36)$$

em que:

- \vec{F}_D : força de arrasto viscoso agindo sobre a partícula.
- \vec{F}_B : força de empuxo devido à gravidade.
- \vec{F}_R : forças devido à rotação do domínio (cetrífuga e de Coriolis).

A força de arrasto \vec{F}_D é obtida a partir de um modelo de arrasto. O modelo disponível no programa CFX quando utilizado o acoplamento de uma via é o modelo Schiller Naumann. Nele, as partículas devem ser esféricas e os esforços são derivados para o escoamento através de uma única esfera, ou seja, sua confiabilidade também está atrelada com baixas frações volumétricas (ANSYS, 2014b).

Para o modelo Schiller Naumann, o coeficiente de arrasto é definido de forma que:

$$C_D = \frac{24}{Re} (1 + 0.15Re^{0.687}) \quad (4.37)$$

Entretanto, no CFX o modelo sofre uma modificação para limitar o valor de C_D durante o regime inercial.

$$C_D = \max \left[\frac{24}{Re} (1 + 0.15Re^{0.687}), 0.44 \right] \quad (4.38)$$

Por fim, a força de arrasto \vec{F}_D , pode ser modelada de forma que:

$$\vec{F}_D = \frac{1}{2} C_D \rho_F A_F |\vec{U}_S| \vec{U}_S \quad (4.39)$$

em que $\vec{U}_S = \vec{U}_F - \vec{U}_P$ é a velocidade de deslizamento entre fases.

A força de empuxo \vec{F}_B é igual ao peso de fluido deslocado por uma partícula imersa e é dada por:

$$\vec{F}_B = \frac{\pi d_P^3}{6} (\rho_P - \rho_F) \vec{g} \quad (4.40)$$

A força de rotação \vec{F}_R é a soma das forças de Coriolis e centrípeta e é dada por:

$$\vec{F}_R = m_P \left(-2\Omega \times \vec{U}_P - \Omega \times \Omega \times \vec{r}_P \right) \quad (4.41)$$

4.4 Mapeamento das partículas de forma lagrangiana

A implementação do mapeamento das partículas no software ANSYS CFX envolve a integração de suas trajetórias através do domínio. As partículas são individualmente rastreadas desde seu ponto de injeção até a saída do domínio, ou, até que exceda algum limite de integração imposto. Já que as partículas são mapeadas da injeção até seu destino final, o recurso pode ser empregada em análises de soluções obtidas em regime permanente (ANSYS, 2014b).

5 MODELAGEM NUMÉRICA

No presente capítulo, a atenção é voltada para a construção do domínio computacional e dos aspectos numéricos referentes ao programa ANSYS CFX 15, como método de discretização das equações de modelo e tratamento das condições de contorno. Ao final do capítulo, são ainda apresentados os testes de validação numérica e de independência da malha.

5.1 Geometria

Uma das etapas mais importantes do projeto é a construção de um modelo geométrico que caracterize de forma realística o problema proposto e que ao mesmo tempo, seja passível de implementação numérica. O processo de simplificação da geometria, quando realizado de forma coerente, contribui para a melhoria da qualidade da malha computacional conservando a representatividade do fenômeno físico.

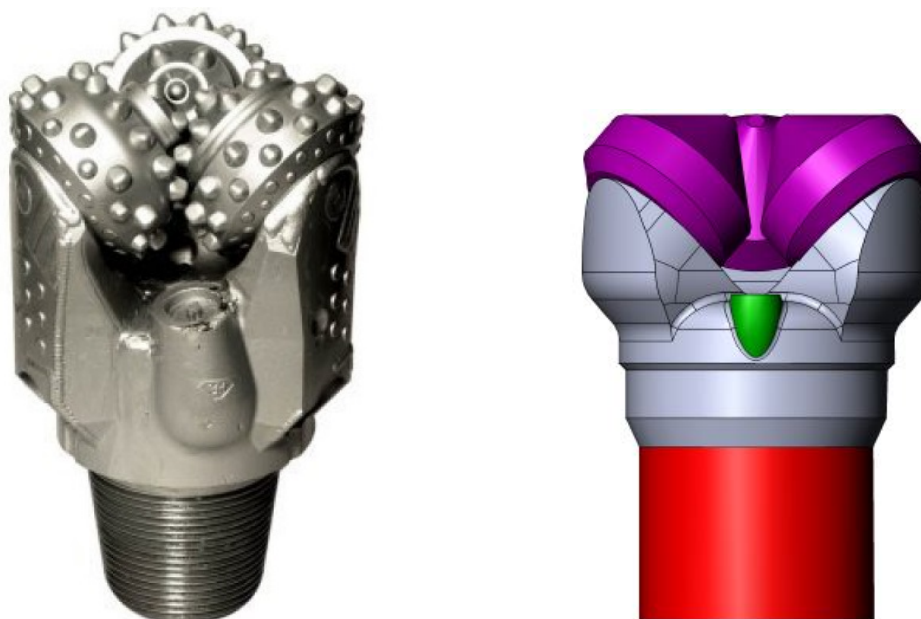
A geometria ilustrada pela Figura 5.1b é o resultado de um processo iterativo de aprimoramento e simplificações realizados sob a supervisão de um especialista da área. Ao confrontá-la com a broca representada na Figura 5.1a, é possível notar que a região exterior da broca sofreu diversas simplificações como remoção dos insertos, eliminação dos escalonamentos dos cones, proteção *shirrtail*, entre outras. A rosca de conexão foi substituída por um cilindro regular, representando a conexão da broca com os tubos da coluna de perfuração. Os bocais ejetores também foram removidos, prática comum para perfuração utilizando circulação reversa devido aos maiores tamanhos dos cascalhos.

Todas as simplificações foram realizadas a fim de facilitar a construção da malha e a melhoria de sua qualidade final. Visto que o objetivo do problema não está atrelado a detalhes da geometria mas sim na conservação de suas principais características como forma e dimensão, é possível afirmar que as simplificações não interferem nos resultados finais.

5.2 Domínio de estudo

O domínio de interesse para a modelagem do problema é caracterizado pela região interna da broca e pela região compreendida entre a broca e a parede do poço. Para a construção do domínio, foi necessário combinar as geometrias da broca e do poço. Por questões relacionadas à construção da malha e à solução numérica do problema, pequenas folgas foram adicionadas entre a broca e a parede do poço e também entre os cones e o fundo do poço.

Para reduzir a demanda computacional e obter a solução mais rapidamente, apenas a terça parte do domínio é considerada e para tanto, condições de contorno de simetria são impostas nas devidas interfaces. Para representar a coluna de perfuração, um duto anular é acoplado ao domínio. A coluna foi modelada com 10 m de comprimento para garantir que o escoamento se desenvolva antes de chegar à região da broca (MANEIRA, 2013). Na Figura 5.2, estão representados o domínio



(a) Representação detalhada de uma broca tricônica real. Fonte: Primehorizontal, 2015
(b) Representação da broca tricônica utilizada com as simplificações. Fonte: Autoria própria

Figura 5.1 – Comparação entre uma broca tricônica real e simplificada.

de estudo e as condições de contorno. Uma abordagem aprofundada das condições de contorno utilizadas é apresentada na seção 5.13.

Na Figura 5.2a, as regiões hachuradas representam as interfaces do domínio fluido na região da broca onde são aplicadas as condições de periodicidade. As regiões de coloração verde e roxo representam a parede da broca e cones, respectivamente, onde são aplicadas condições de não deslizamento. As folgas adotadas entre a broca e o fundo do poço e entre a broca e a parede do poço também estão representadas. Na Figura 5.2b, está representada a vista de topo do conjunto. Destaca-se que somente 120° do domínio são utilizados na solução numérica. Ainda, é possível notar as interfaces do espaço anular e da coluna de perfuração. Na Figura 5.2c, o domínio completo é ilustrado dando destaque à parede e ao fundo do poço. A fim de representar a rotação da broca e da coluna de perfuração, o domínio todo é posto em rotação e então para a parede e fundo do poço, aplica-se uma rotação equivalente no sentido oposto. Também são aplicadas condições de não deslizamento para ambas.

5.3 Discretização do domínio de estudo

Existem duas maneiras para realizar a discretização do domínio de estudo, de forma estruturada e não estruturada. Quando os volumes de controle são determinados de acordo com um sistema de coordenadas globais, é dito que o processo resulta em uma malha estruturada, em que cada volume tem sempre o mesmo número de vizinhos. A utilização de malhas estruturadas permite que a discretização das equações ocorra de forma ordenada e a matriz de coeficientes resultante seja diagonal, o que facilita o processo de interpolação e torna a solução mais eficiente (MALISKA, 1994).

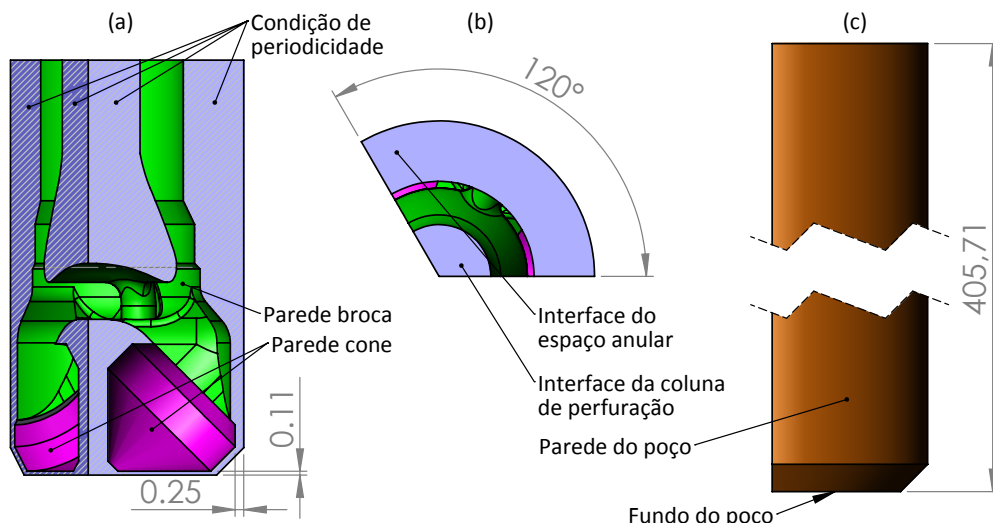


Figura 5.2 – Representação do domínio de estudo e condições de contorno na (a) região da broca, (b) nas interfaces do espaço anular e coluna de perfuração e (c) região da broca juntamente com duto anular (dimensões em polegadas). Fonte: Autoria própria

Um exemplo de uma malha estruturada simples é apresentado na Figura 5.3a. Em contraponto, conforme a Figura 5.3b, em uma malha não estruturada os volumes de controle podem possuir um número aleatório de vizinhos e portanto não é possível se obter uma ordenação de forma regular.

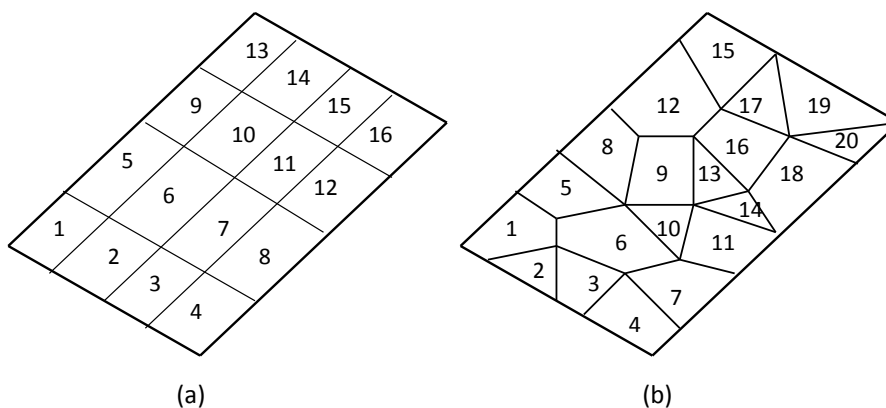


Figura 5.3 – Comparação entre uma (a) malha estruturada e uma (b) malha não estruturada. Fonte: Autoria própria

Embora uma malha do tipo estruturada facilite o processo de discretização, a sua aplicação é limitada a geometrias simples. Dada a complexidade da geometria apresentada na Figura 5.2, o domínio de estudo foi dividido em três regiões distintas que então foram discretizadas separadamente, sendo elas: região da broca, região anular e interior da coluna de perfuração. Isso possibilitou que tanto a região anular, quanto a coluna de perfuração pudessem ser discretizadas utilizando malhas estruturadas. Durante a configuração da simulação no programa ANSYS CFX, as regiões são reconectadas e através de uma condição de contorno nas interfaces formadas entre elas.

Para a geração das malhas de todas as regiões, será utilizado o programa ANSYS ICEM CFD 15.0.

5.3.1 Utilização da lei de parede

A utilização da lei de parede para resolver o escoamento na região próxima às paredes do domínio implica num cuidado especial com os elementos de malha adjacentes às paredes.

Nas regiões adjacentes às paredes, o programa ANSYS CFX realiza automaticamente uma transição suave entre as formulações para baixos valores de Reynolds e as formulação para a lei de parede. Para tanto, o valor de y^+ , definido como a distância adimensional da parede até o primeiro elemento deve ser controlada. Um equação para definir o espaçamento entre os elementos na região da camada limite é disponibilizada no guia teórico do programa, tal que:

$$\Delta y = \Delta y^+ L \sqrt{74} Re_L^{-13/4} \quad (5.1)$$

em que Δy é a distância entre os elementos e L é o comprimento característico do escoamento.

Para evitar que elementos adentrem a subcamada viscosa, o valor de y^+ deve ser superior a 11,03. Embora não exista limite superior para y^+ , recomenda-se que seu valor não seja superior a 300 (ANDERSSON et al., 2011). A Figura 5.4a ilustra a malha computacional para a região da broca e na Figura 5.4b é apresentada uma vista em detalhe das regiões próxima às paredes. Nota-se que os elementos perto da parede são construídos de maneira que se possa respeitar os critérios para a utilização da lei de parede.

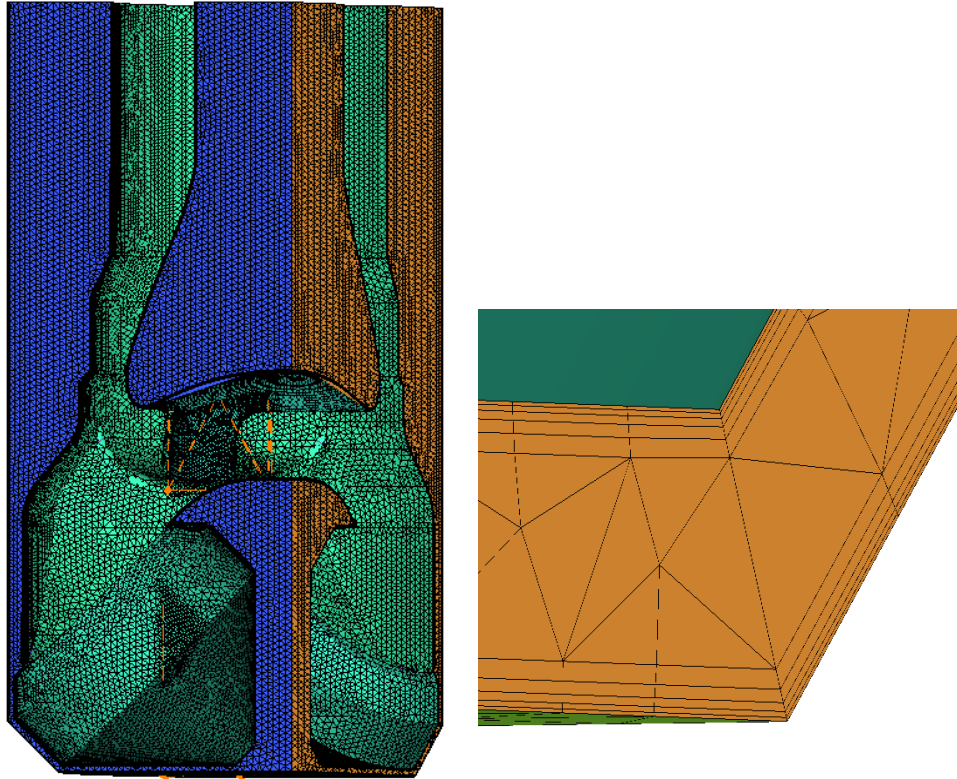
5.4 Discretização das equações de balanço

O processo de discretização foi baseado no guia teórico do programa ANSYS CFX 15. O programa utiliza o método dos volumes finitos baseado em elementos (MVFbE) para discretizar as equações de balanço. O método é uma evolução do método dos volumes finitos (MVF) e permite que malhas não estruturadas sejam utilizadas. Para tanto, as variáveis de interesse são armazenadas nos nós de cada elemento e então, um volume de controle é construído ao redor de cada um dos nós a partir da mediana de cada aresta ligando dois nós consecutivos. O programa utiliza somente malhas tridimensionais mas para ilustrar o processo, a Figura 5.5 representa um elemento bidimensional de uma malha não estruturada.

A discretização das equações consiste da aplicação do teorema da divergência de Gauss, que transforma integrais envolvendo divergentes em integrais de superfície e as aplica sobre cada volume de controle.

Para ilustrar a discretização das equações de balanço, considere as equações da conservação da massa, quantidade de movimento e de um escalar genérico φ , representadas em coordenadas cartesianas conforme as equações 5.2, 5.3 e 5.4, respectivamente.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j) = 0 \quad (5.2)$$



(a) Representação do domínio computacional. Fonte: ICM CFD
 (b) Vista em detalhe das regiões próximas às paredes. Fonte: ICM CFD

Figura 5.4 – Representação do domínio computacional na região da broca

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho U_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j U_i) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \right] \quad (5.3)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varphi) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j \varphi) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\Gamma_{eff} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial x_j} \right) \right] + S_\varphi \quad (5.4)$$

em que $\mu_{eff} = \mu + \mu_t$ e $\Gamma_{eff} = \Gamma + \Gamma_t$.

Ao aplicar o teorema da divergência de Gauss e integrar as equações sobre cada volume de controle de volume V e superfícies S e, ao considerar que os volumes de controle são indeformáveis no tempo, tem-se:

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho dV + \int_S \rho U_j dn_j = 0 \quad (5.5)$$

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho U_i dV + \int_S \rho U_j U_i dn_j = - \int_S P dn_j + \int_S \mu_{eff} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) dn_j + \int_V S_{U_i} dV \quad (5.6)$$

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho \varphi dV + \int_S \rho U_j \varphi dn_j = \int_S \Gamma_{eff} \left(\frac{\partial \varphi}{\partial x_j} \right) dn_j + \int_V S_\varphi dV \quad (5.7)$$

em que dn_j representa as componentes diferenciais do vetor normal n à superfície S . As integrais de volume representam os termos de acúmulo e as de superfície representam a soma dos fluxos que atravessam as superfícies S .

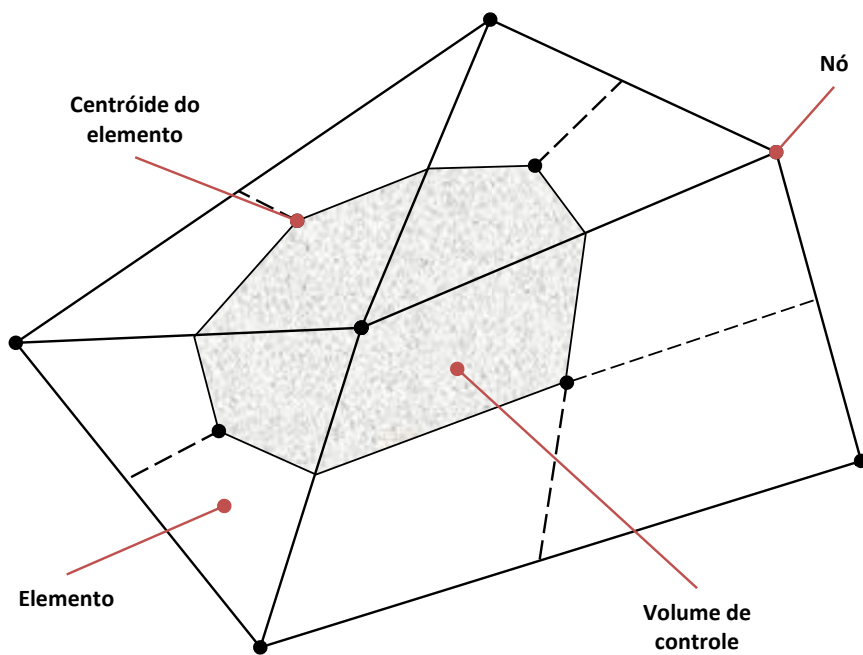


Figura 5.5 – Definição de um volume de controle. Fonte: Autoria própria

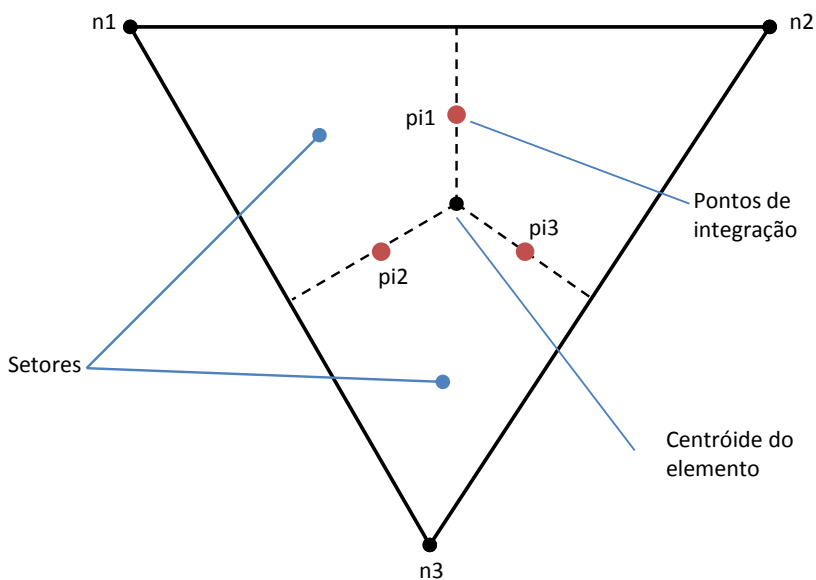


Figura 5.6 – Elemento de malha. Fonte: Autoria própria

O próximo passo é transformar as equações integrais em equações algébricas. Utilizando o elemento representado na Figura 5.6, as integrais de volume são discretizadas para cada setor e acumuladas para o volume de controle ao qual o setor pertence. As integrais de superfície são discretizadas nos pontos de integração ip_n localizados ao centro de cada segmento dentro de um elemento e posteriormente, são distribuídas para os volumes de controle adjacentes. As integrais de superfície são sempre localmente conservativas, já que são opostamente iguais às dos volumes de

controle adjacentes.

O processo de discretização das equações 5.5, 5.6 e 5.7 resulta em:

$$V \left(\frac{\rho - \rho^0}{\Delta t} \right) + \sum_{pi} \dot{m}_{pi} = 0 \quad (5.8)$$

$$V \left(\frac{\rho U_i - \rho^0 U_i^0}{\Delta t} \right) + \sum_{pi} \dot{m}_{pi} (U_i)_{pi} = \sum_{pi} (P \Delta n_i)_{pi} + \sum_{pi} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \Delta n_j \right]_{pi} + \overline{S_{U_i}} V \quad (5.9)$$

$$V \left(\frac{\rho \varphi - \rho^0 \varphi^0}{\Delta t} \right) + \sum_{pi} \dot{m}_{pi} \varphi_{pi} = \sum_{pi} \left(\Gamma_{eff} \frac{\partial \varphi}{\partial x_j} \Delta n_j \right)_{pi} \quad (5.10)$$

em que $\dot{m}_{pi} = (\rho U_j \Delta n_j)_{pi}$, V é o volume de controle, Δt é o passo de tempo, Δn_j é o vetor discretizado normal à superfície S , pi é o ponto de integração e os somatórios varrem todos os pontos de integração do volume de controle. O sobrescrito 0 significa que as propriedades são avaliadas no passe de tempo anterior, caracterizando uma formulação explícita.

5.5 Funções de forma

As variáveis do campo de escoamento são armazenadas nos nós de cada elemento de malha. No entanto, muitas das variáveis precisam ser transportadas para os pontos de integração. O programa ANSYS CFX utiliza funções de forma provenientes do método dos elementos finitos, que descrevem a variação de uma variável φ em um elemento segundo a correlação:

$$\varphi = \sum_{i=1}^{N_{nó}} N_i \varphi_i \quad (5.11)$$

em que N_i é a função de forma para o nó i e φ_i é o valor da variável φ no nó i . O índice i varia de 1 até o enésimo nó para cada elemento de malha.

Algumas propriedades da função de forma são:

$$\sum_{i=1}^{N_{nó}} N_i = 1 \quad (5.12)$$

Em um nó j , $N_i = 1$ se $i = j$ e $N_i = 0$ se $i \neq j$. As funções de forma utilizadas pelo ANSYS CFX são lineares em termos de coordenadas paramétricas e também são utilizadas para o cálculo de propriedades geométricas como as coordenadas dos pontos de integração e vetores de área. A versatilidade da função de forma é viabilizada pois ela também funciona para coordenadas tal que:

$$y = \sum_{i=1}^{N_{nó}} N_i y_i \quad (5.13)$$

O ANSYS CFX suporta elementos do tipo hexaédrico, tetraédrico, prismático e piramidal. Para cada um deles, são definidas suas respectivas funções de forma. Como exemplo, para o elemento hexaédrico apresentado na Figura 5.7, as funções de forma para os nós são:

$$N_1(s, t, u) = (1 - s)(1 - t)(1 - u) \quad (5.14)$$

$$N_2(s, t, u) = s(1 - t)(1 - u)$$

$$N_3(s, t, u) = st(1 - u)$$

$$N_4(s, t, u) = (1 - s)t(1 - u)$$

$$N_5(s, t, u) = (1 - s)(1 - t)u$$

$$N_6(s, t, u) = s(1 - t)u$$

$$N_7(s, t, u) = stu$$

$$N_8(s, t, u) = (1 - s)tu$$

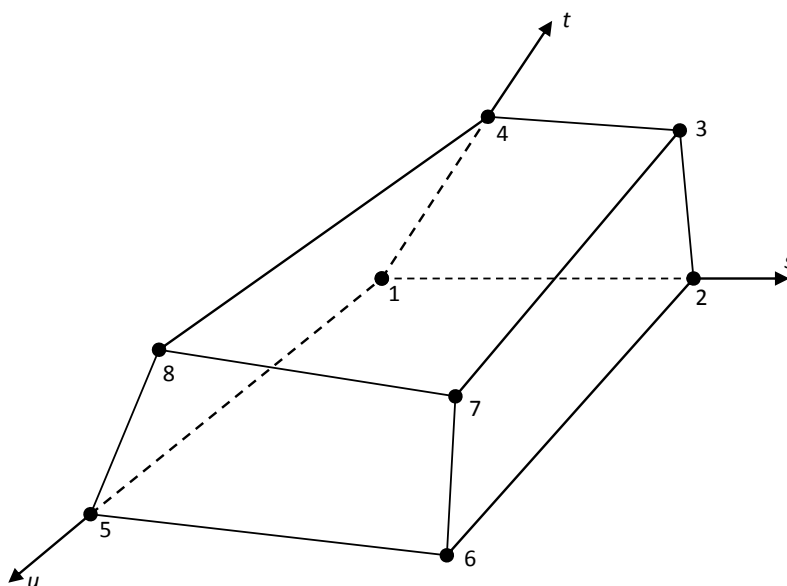


Figura 5.7 – Elemento hexaédrico. Fonte: Autoria própria

5.6 Interpolação dos termos advectivos

Os termos advectivos necessitam que os valores de φ nos pontos de integração sejam aproximados para os valores de φ nos nós. No ANSYS CFX, essa aproximação se dá da seguinte maneira:

$$\varphi_{pi} = \varphi_{up} + \beta \nabla \varphi \cdot \Delta \vec{r} \quad (5.15)$$

em que φ_{up} é o valor da propriedade no nó à montante e \vec{r} é o vetor que o conecta ao ponto de integração pi . A escolha de β e $\nabla \varphi$ caracteriza diferentes esquemas de interpolação.

5.6.1 Esquema *Upwind* de primeira ordem

O esquema *upwind* de primeira ordem é dado para quando o valor de β na Eq. 5.15 é nulo. O esquema é altamente robusto, porém, introduz erros difusivos de discretização ao suavizar gradientes elevados conforme ilustrado na Figura 5.8.

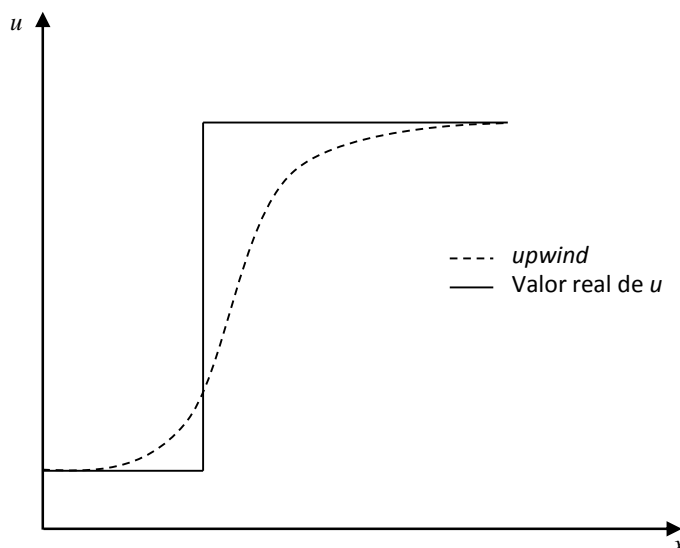


Figura 5.8 – Representação do esquema *upwind* de primeira ordem. Fonte: Autoria própria

5.6.2 Fator de mistura especificado

Para $0 < \beta < 1$ e para $\nabla\varphi$ igual à média dos gradientes nos nós adjacentes, os erros associados com o esquema *upwind* de primeira ordem são amenizados. A parcela $\beta\nabla\varphi\cdot\vec{r}$, denominada correção advectiva numérica, pode ser entendida como uma correção anti-difusiva aplicada ao esquema *upwind*. Embora os gradientes sejam representados de maneira menos suavizada, o método pode introduzir erros de oscilação numérica tal como ilustra a Figura 5.9.

5.6.3 Método de alta resolução

No método de alta resolução, o valor de β é atribuído de forma não linear em cada um dos nós, de forma que se aproxime o quanto for possível da unidade mas sem atingi-la. O fluxo advectivo é então avaliado a partir dos valores de β e de $\nabla\varphi$ medidos no nó à montante. A metodologia baseia-se no cálculo de φ_{min} e φ_{max} em cada nó adjacente incluindo o nó em questão. Em seguida, para cada ponto de integração ao redor do nó, a Eq.5.15 é resolvida para β garantindo que se encontre dentro do intervalo $[\varphi_{min}; \varphi_{max}]$. O valor de β no nó em análise é então assumido como o menor valor de β para os pontos de integração ao redor do nó, não podendo exceder a unidade.

O método de alta resolução proporciona soluções livres de oscilações e de alta precisão, mesmo na presença de descontinuidades. Por esse motivo, o método foi selecionado para a solução do problema proposto.

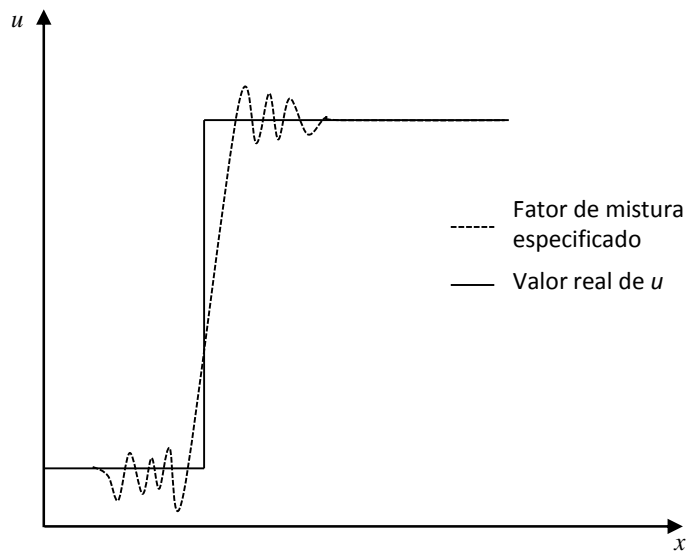


Figura 5.9 – Representação do esquema para o fator de mistura especificado. Fonte: Autoria própria

5.7 Termos difusivos

Seguindo a abordagem padrão do método dos volumes finitos, funções de forma são utilizadas para avaliar derivadas espaciais para todos os termos difusivos. Por exemplo, para uma derivada na direção x em um ponto de integração pi :

$$\frac{\partial \varphi}{\partial x} \Big|_{pi} = \sum_n \frac{\partial N_n}{\partial x} \Big|_{pi} \varphi_n \tag{5.16}$$

em que N representa a função de forma para um dado elemento em seu nó n .

5.8 Termo de pressão

A integração do termo de pressão na equação da quantidade de movimento envolve a expressão $(P \Delta n_{pi})_{pi}$. Assim como nos termos difusivos, as funções de forma utilizadas para interpolar P podem ser avaliadas na localização atual de cada ponto de integração ou no local em que cada ponto de integração intercepta a aresta do elemento de malha. Por padrão, a segunda opção é utilizada ao menos que haja termos de empuxo gerados por diferença de massa específica. P_{pi} é obtido de acordo com a expressão:

$$P_{pi} = \sum_n N_n(s_{pi}, t_{pi}, u_{pi}) P_n \tag{5.17}$$

em que P_{pi} é a pressão obtida para o ponto de integração pi e N_n é a função de forma do elemento no nó n e P_n é a pressão calculada no nó n .

5.9 Termo transiente

Para volumes de controle que não se deformam no tempo, a aproximação de forma discreta generalizada para o termo transiente no n -ésimo passo de tempo é dada pela expressão:

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \rho \varphi dV \approx V \frac{(\rho \varphi)^{n+\frac{1}{2}} - (\rho \varphi)^{n-\frac{1}{2}}}{\Delta t} \quad (5.18)$$

em que os valores no início e fim do passo de tempo são assinalados com os índices sobrescritos $n + \frac{1}{2}$ e $n - \frac{1}{2}$, respectivamente.

5.10 Solução do sistema de equações

A discretização das equações de balanço resulta em um sistema linear de equações, que na forma generalizada pode ser escrito

$$[A][\varphi] = [b] \quad (5.19)$$

em que $[A]$ é a matriz de coeficientes, $[\varphi]$ o vetor solução e $[b]$ a igualdade da equação.

A Eq. 5.19 é resolvida iterativamente partindo-se de uma solução aproximada φ_n que deve ser melhorada segundo φ' e assumir o valor φ^{n+1} , isto é:

$$\varphi^{n+1} = \varphi^n + \varphi' \quad (5.20)$$

em que φ' é a solução da equação

$$A\varphi' = r^n \quad (5.21)$$

e r^n é o resíduo da solução, obtido a partir da correlação

$$r^n = b - A\varphi^n \quad (5.22)$$

O programa ANSYS CFX utiliza o método Multigrid para a melhorar a convergência da solução do sistema apresentado na Eq. 5.19. De forma geral, o método consiste em realizar as iterações iniciais utilizando a malha original e no decorrer da solução, criam-se malhas virtuais cada vez mais grosseiras. Os resultados obtidos com as malhas mais grosseiras são então transferidos para a malha original.

Do ponto de vista numérico, utilizar o método multigrid é altamente vantajoso. Para um dado refinamento de malha, os algoritmos de solução iterativa conseguem reduzir de forma eficiente apenas os erros que possuem comprimento de onda da ordem do tamanho dos elementos da malha. Enquanto erros com comprimentos de onda menores desaparecem rapidamente, os com comprimentos de onda maiores levam mais tempo para desaparecer. Ao tornar a malha mais grosseira, o software consegue contornar esse problema.

5.11 Normalização dos resíduos

De acordo com a Eq. 5.22, o resíduo r é obtido da divergência entre os balanços para cada volume de controle. De forma a monitorar o desenvolvimento e definir o critério de convergência da solução, o resíduo de cada uma das variáveis da solução r_φ é normalizado de acordo com a expressão:

$$[r_\varphi] = \frac{[r_\varphi]}{a_p \Delta\varphi} \quad (5.23)$$

em que a_p é um parâmetro representativo do volume de controle e $\Delta\varphi$ é um intervalo representativo da variável φ no domínio.

O critério de parada ou critério de convergência da solução pode ser estabelecido de duas maneiras: pelo valor quadrático médio ou pelo valor máximo do resíduo, verificado ao final de cada passo de tempo. Uma solução razoavelmente convergida deve apresentar um resíduo máximo menor que $5,0 \text{ E-}4$. Conjuntamente, o resíduo quadrático médio (RMS), deve apresentar valores uma ordem de magnitude abaixo do resíduo máximo (ANSYS, 2014a).

5.12 Fluxograma de solução

O fluxograma ilustrado na Figura 5.10 representa a adaptação do fluxograma geral de solução implementado pelo ANSYS CFX, contendo somente os passos que contemplam os fenômenos envolvidos no problema. A solução de cada gama de equações mostradas no fluxograma consiste de duas operações dispendiosas:

1. Geração de coeficientes: As equações não lineares são linearizadas e montadas na matriz de solução
2. Solução das equações: As equações linearizadas são resolvidas a partir do método Multigrid

Na solução de problemas em regime permanente ou transitório, as iterações são controladas por uma escala física de tempo ou passo de tempo, respectivamente. Quando em regime permanente, apenas uma iteração é realizada para cada passo de tempo e ao final da solução, têm-se os campos das variáveis de interesse para o último passo de tempo que foi realizado. Já em regime transitório, diversas iterações são realizadas para cada passo de tempo a fim de atingir o critério de convergência estabelecido ou o número máximo de iterações para cada passo de tempo, parâmetro que também deve ser estabelecido. A solução é considerada finalizada somente quando o valor atribuído para a escala física de tempo é atingido.

5.13 Condições de contorno

A Figura 5.11 ilustra o domínio de estudo e as condições de contorno aplicadas às fronteiras. Em algumas condições de contorno, as quantidades turbulentas k , ε e ω devem ser especificadas dada a utilização dos modelos de turbulência. As variáveis são definidas para os modelos $k - \varepsilon$ e $k - \omega$ e o modelo SST faz uso delas a partir da função de ponderação apresentada na Eq. 4.25.

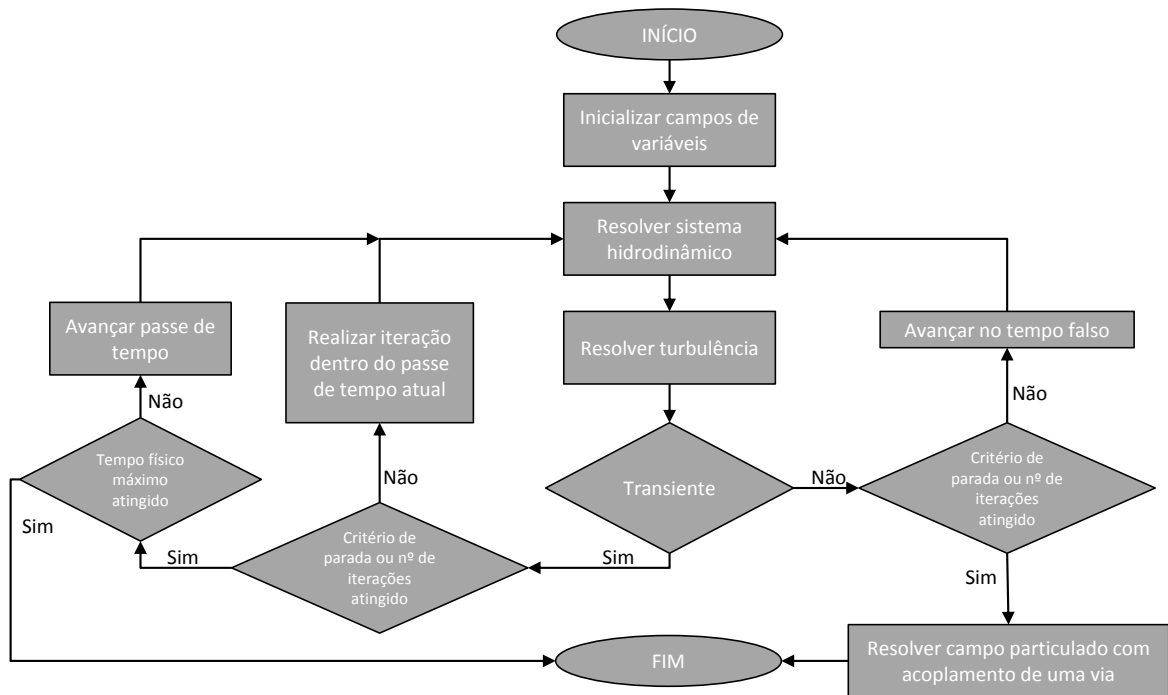


Figura 5.10 – Fluxograma de solução implementado pelo ANSYS CFX. Fonte: Autoria própria

5.13.1 Entrada

Na entrada do domínio, é especificado o valor da vazão mássica de fluido normal à superfície. Essa condição implica que:

$$\dot{m} = \rho \bar{V} \int_S dA \quad (5.24)$$

em que \bar{V} é a velocidade média na entrada e $\int_S dA$ representa a área total da superfície atravessada pelo fluxo mássico.

Ainda, para os modelo de turbulência $k - \varepsilon$ e $k - \omega$, as quantidades k , ω e ε devem ser especificadas na entrada do domínio. Como a distribuição de ambas as variáveis não é conhecida, faz-se uma estimativa a partir da intensidade turbulenta I , onde:

$$I = \frac{u}{U} \quad (5.25)$$

Normalmente, a intensidade turbulenta I apresenta valores entre 0 e 10 % correspondendo a intensidades turbulentas muito baixas e muito altas, respectivamente. Existem diversas opções para a especificação de I , porém, quando não se tem ideia dos níveis de turbulência presentes no fenômeno físico, é recomendado que se utilize um valor médio para I de 5%. Definida a intensidade turbulenta I , os valores de k e ε podem ser obtidos das correlações:

$$k = \frac{3}{2} I^2 \bar{V}^2 \quad (5.26)$$

$$\varepsilon = C_\mu \frac{k^2}{1000 I \nu} \quad (5.27)$$

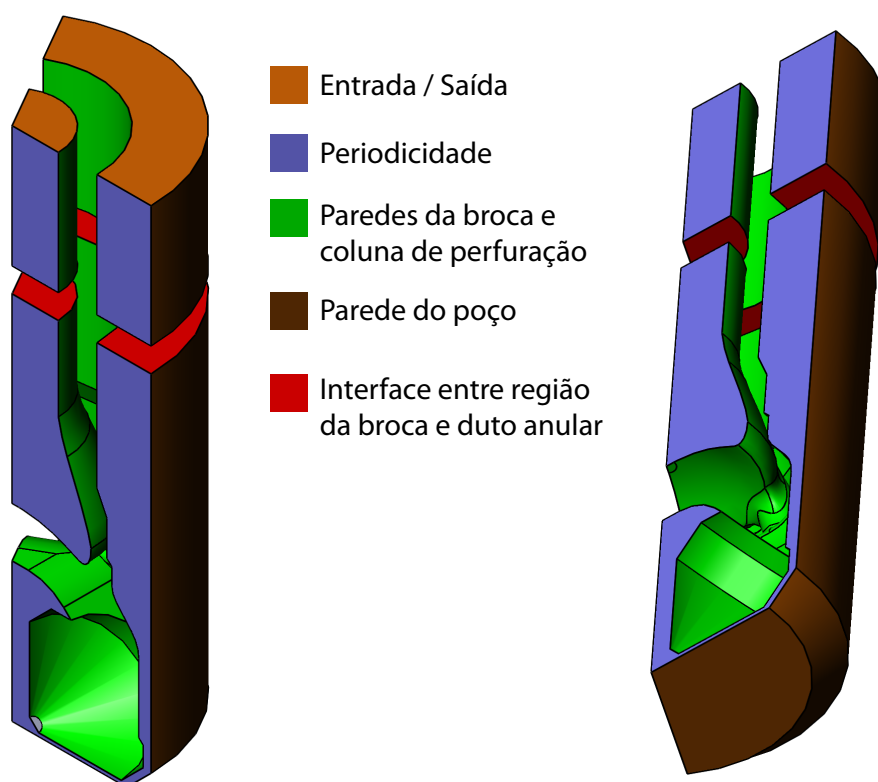


Figura 5.11 – Condições de contorno para o conjunto broca-poço. Fonte: Autoria própria

5.13.2 Saída

Na saída, aplica-se uma condição de *Entrainment*. Semelhante a uma condição de pressão especificada na saída e com mesmo nível de estabilidade e robustez, essa condição de contorno não requer que uma direção de escoamento seja especificada e ao invés disso, o programa calcula a direção do escoamento através do campo de velocidade local. Quando o escoamento é orientado para dentro do domínio, o valor da pressão é assumido como a pressão total baseada na componente normal da velocidade. Quando o escoamento deixa o domínio, a pressão é tida como a pressão estática relativa.

Os valores de k , ε e ω são constantes.

5.13.3 Paredes

Para todas as paredes do domínio, aplica-se a condição de não deslizamento e de parede lisa. Ao fazê-lo, a velocidade do escoamento na parede assume a velocidade da parede. No presente estudo, dada a rotação do domínio, as paredes da coluna de perfuração são configuradas como *rotating wall* (Eq. 5.28) e a parede e fundo do poço são configurados como *counter-rotating wall* (Eq. 5.29).

$$U_{\text{coluna}} = \omega R \quad (5.28)$$

$$U_{\text{poco}} = -\omega R \quad (5.29)$$

Na parede, a energia cinética turbulenta k é nula, a dissipação de energia turbulenta é obtida experimentalmente e ω é obtido da Eq. 5.30.

$$\omega = \frac{6\nu}{\beta y_p^2} \quad (5.30)$$

onde y_p é o centroide do elemento de malha adjacente à parede.

5.13.4 Periodicidade e conectividade

A fim de reduzir consideravelmente o esforço computacional, apenas uma fatia de 120° do domínio é considerada na solução numérica. Para tanto, aplica-se nas interfaces uma condição de contorno de periodicidade rotacional e as variáveis são transportadas entre elas através de uma transformação rotacional aplicada sobre o eixo de simetria.

A conexão entre os elementos de malha das interfaces é realizada através de um método denominado GGI (*General Grid Interface*), em que os nós dos elementos de ambas as superfícies não apresentam a mesma localização. Os fluxos através de cada uma das interfaces são conservados de forma que:

$$\varphi(r, \theta, z) = \varphi(r, \theta + 120^\circ, z) \quad (5.31)$$

As interfaces que conectam a região da broca com as regiões da coluna e o espaço anular são configuradas utilizando o mesmo método de conectividade de malha, o GGI.

Para a fase sólida, quando a partícula encontra uma interface com condição de periodicidade, ela surge na nova interface com sua velocidade devidamente rotacionada, conforme ilustra a Fig. 5.12.

Para as interfaces que conectam as regiões broca-coluna e broca-anular, as partículas simplesmente atravessam essas interfaces e continuam sua trajetória no novo domínio.

5.13.5 Injeção de sólido

A injeção de material sólido é realizada de uma forma que simule a condição real de operação da broca durante a perfuração. Para tanto, as partículas são injetadas pelo fundo do poço sob condição de não deslizamento, o que impõe a velocidade local do escoamento para a partícula que adentra o domínio. A posição de injeção é randômica e o diâmetro das partículas varia de acordo com uma distribuição normal. A vazão mássica de sólido é calculada de acordo com a taxa de penetração (*ROP*) da broca e fixada em $0,07895 \text{ kg s}^{-1}$, o equivalente a uma taxa de penetração de 10 ft s^{-1} em um poço de $8,5 \text{ pol}$. A Figura 5.13 representa o comportamento do diâmetro das partículas injetadas.

Para cada caso, a distribuição obedece à seguinte notação:

$$D_P = N(\overline{D_P}; \sigma)_{D_{P_{\min}}^{D_{P_{\max}}}} \quad [mm] \quad (5.32)$$

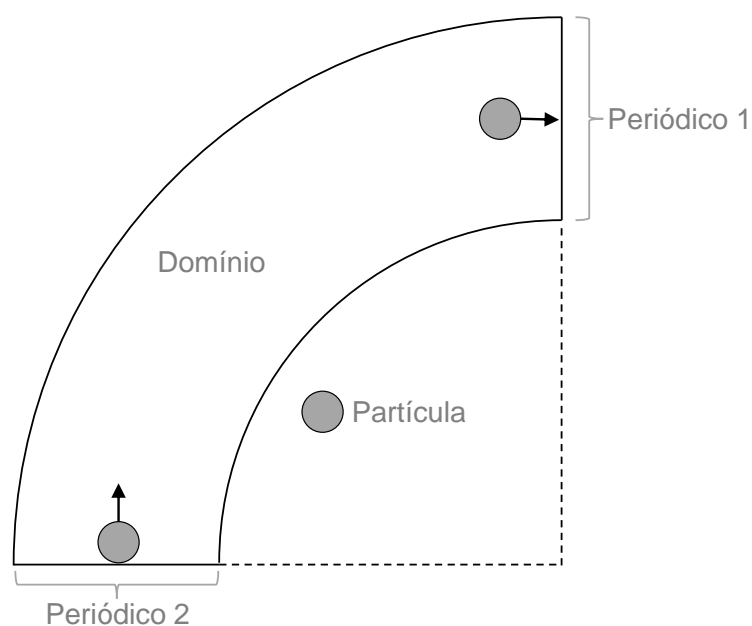


Figura 5.12 – Representação da condição de periodicidade aplicada às partículas. Fonte: Adaptado de (ANSYS, 2014a)

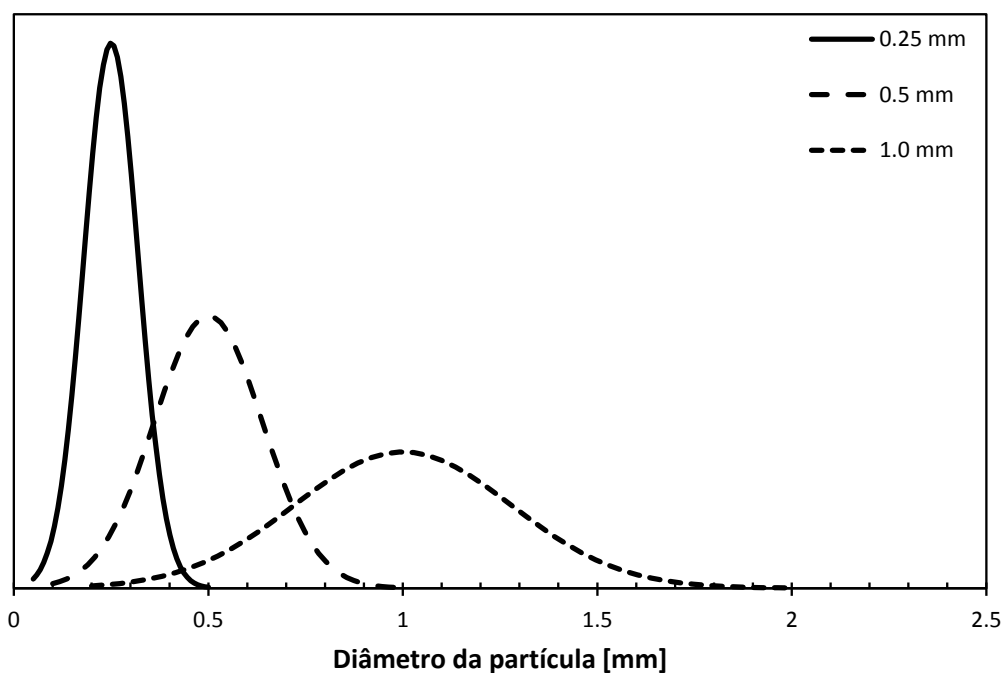


Figura 5.13 – Distribuição dos diâmetros das partículas injetadas. Fonte: Autoria própria.

em que \overline{D}_P representa o diâmetro médio das partículas, σ o desvio padrão da distribuição, $D_{P_{max}}$ o diâmetro máximo e $D_{P_{min}}$ o diâmetro mínimo.

5.14 Verificação numérica

Na ausência de resultados experimentais para o problema proposto, uma saída para verificar o modelo numérico é utilizar trabalhos de referência encontrados na literatura que abordem os fenômenos presentes no problema. A partir deles, é possível verificar a coerência da solução numérica e assumir então que a solução do problema final apresenta grau adequado de confiabilidade.

5.14.1 Escoamento em dutos rotativos

O trabalho de Rothe e Pfitzer (1997) consiste da avaliação experimental do escoamento turbulento através de dois tubos concêntricos, caracterizando o escoamento através de um espaço anular. No experimento, aplica-se um valor de $Re = 10000$ de maneira a igualar as componentes tangencial e axial da velocidade. Os tubos interno e externo são avaliados de forma estacionária e em contra rotação.

O duto possui um comprimento de sessenta vezes o seu diâmetro hidráulico e razão de diametral de 0,8575 (Eq. 5.33).

$$L = 60D_h = 60 \frac{D_e^2}{D_e + D_i} \quad (5.33)$$

$$\frac{D_e}{D_i} = 0,8575$$

em que D_e e D_i são os diâmetros externo e interno, respectivamente.

A Figura 5.14 ilustra a seção transversal da malha utilizada para realização dos testes. Optou-se por utilizar apenas uma fatia de 120° e aplicar as mesmas condições de contorno de periodicidade utilizadas no projeto. A malha utilizada, baseada no trabalho de Maneira (2013), é estruturada e irregular. Os elementos são refinados na direção radial nas regiões próximas às paredes, em que 100 nós são espaçados de Δr variando de forma hiperbólica. Na direção azimutal, os elementos são espaçados de 5° .

As configurações para o modelo de turbulência e condições de contorno nas paredes, entrada e saída do domínio são as mesmas utilizadas no projeto. As tomadas dos perfis de velocidade foram realizadas suficientemente longe da entrada, onde o escoamento é completamente desenvolvido.

As Figuras 5.15 e 5.16 ilustram a comparação entre os resultados experimentais obtidos por Rothe e Pfitzer (1997) e os resultados numéricos obtidos para os perfis de velocidades axial e tangencial, respectivamente. Os resultados são apresentados de forma adimensional, em que as velocidades axial e tangencial são adimensionalizadas pela velocidade axial média e a coordenada radial é adimensionalizada pelo raio externo r_e .

Embora haja uma pequena divergência entre os resultados numéricos e experimentais, é possível afirmar que os modelos numérico e de turbulência adotados para o projeto conseguem representar o fenômeno de forma satisfatória. Vale ressaltar que não foram realizados testes de malha para a implementação do problema, o que poderia contribuir para uma menor divergência entre os dados comparados. Ainda, os pontos experimentais foram obtidos de forma gráfica sem a utilização de critérios rigorosos, o que pode interferir na qualidade das medições.

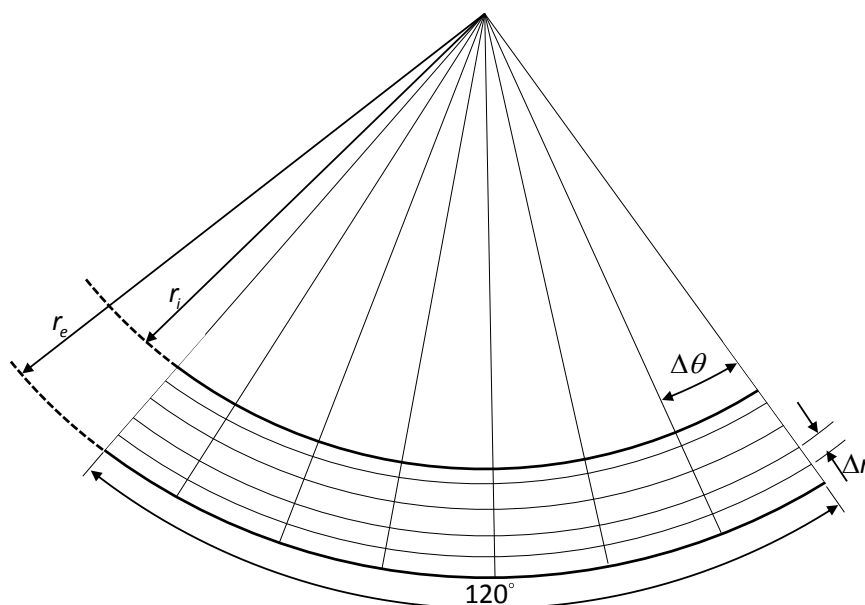


Figura 5.14 – Representação esquemática da seção transversal da malha utilizada. Fonte: Autoria própria

5.14.2 Validação do acoplamento de uma via para modelagem do escoamento fluido- partícula

A validação do modelo numérico para o acoplamento de um via foi baseada em dois problemas com resultados experimentais. O primeiro deles consiste da medição da velocidade terminal de uma partícula sólida ao decantar em um tanque preenchido com água. No segundo problema, uma partícula é também abandonada em um meio fluido quiescente e então colide contra uma parede, com objetivo de analisar a velocidade de restituição decorrente da colisão. O histórico da velocidade é apresentado para ambos os casos e então comparado com os resultados proporcionados pela solução numérica.

No trabalho apresentado por (MORDANT; PINTON, 2000), partículas de aço, vidro e tungstênio, de diâmetros variados são abandonadas em um tanque de água de dimensões $1,10 \times 0,75 \times 0,65m$. As características físicas de cada partícula é apresentada na Tabela 5.1. A velocidade terminal U_{exp} de cada uma das partículas apresentadas na Tabela 5.2 foi obtida a partir do valor médio resultante de 10 medições.

A fim de reduzir o custo computacional, as dimensões do tanque foram reduzidas para $0,10 \times 0,10 \times 0,25m$. Ao assumir que o problema pode ser modelado segundo o acoplamento de uma via, do ponto de vista numérico, as dimensões do tanque poderiam ser reduzidas para algo próximo ao tamanho das partículas, uma vez que o fluido não percebe a presença das partículas e portanto sua influência sobre o escoamento é desconsiderada. O único cuidado tomado é com a dimensão do tanque na direção do movimento da partícula, que deve ser suficiente para que a velocidade terminal

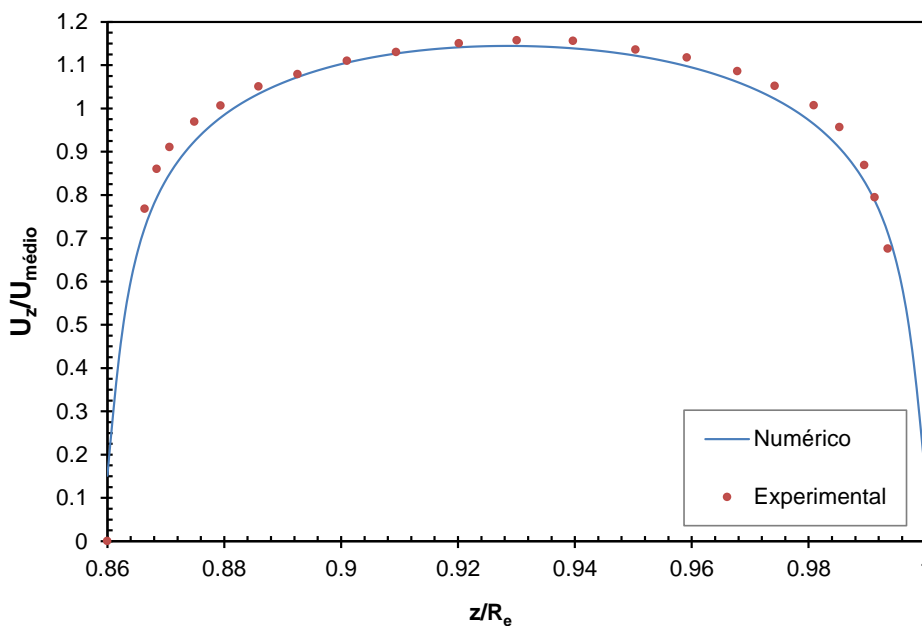


Figura 5.15 – Comparação entre os resultados numéricos e os resultados experimentais para o perfil de velocidade axial.

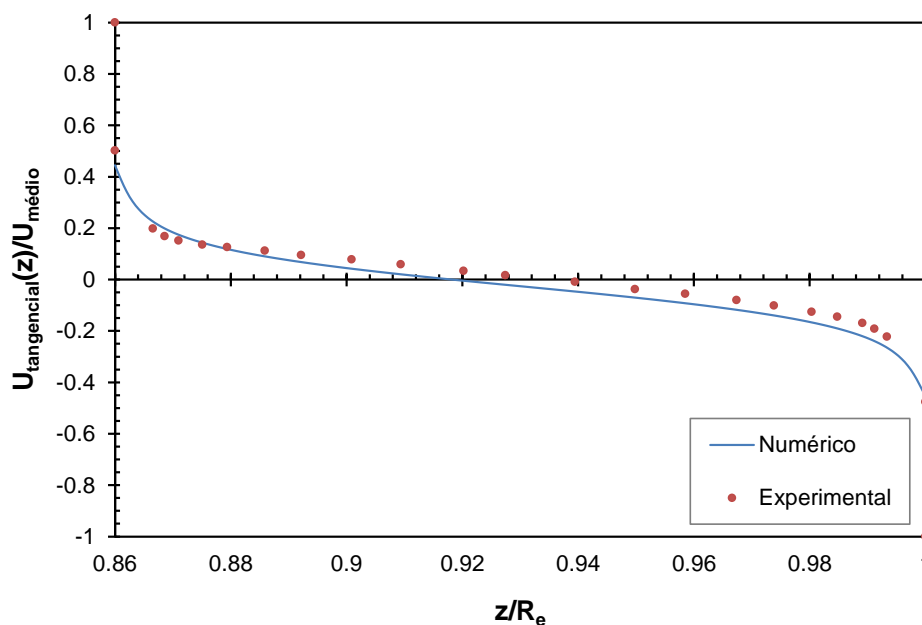


Figura 5.16 – Comparação entre os resultados numéricos e os resultados experimentais para o perfil de velocidade tangencial.

seja atingida.

A Tabela 5.2 apresenta a comparação entre os resultados obtidos numericamente e os resultados experimentais obtidos por Mordant e Pinton (2000). A coluna de erros indica que para a maioria dos casos o desvio é menor que 2%.

No trabalho desenvolvido por Gondret, (GONDRET; LANCE; PETIT, 2002), uma partícula é abandonada em um fluido quiescente e colide contra uma parede. O objetivo é determinar o coefici-

Tabela 5.1 – Características das partículas

Diâmetro [mm]	Material	Densidade [kg/m^3]
0,5	Vidro	2560
1,5	Vidro	2560
2,0	Vidro	2480
0,8	Aço	7710
1,0	Aço	7850
2,0	Aço	7670
3,0	Aço	7800
4,0	Aço	7700
6,0	Aço	7750
1,0	Tungstênio	14800

Tabela 5.2 – Comparação entre os resultados obtidos

Caso	Diâmetro [mm]	Material	Densidade [kg/m^3]	U_{exp}	$U_{num1-via}$	Erro %
1	0,5	Vidro	2560	0,0741	0,0790	6,61
2	1,5	Vidro	2560	0,2180	0,2210	1,38
3	2,0	Vidro	2480	0,2710	0,2730	0,74
4	0,8	Aço	7710	0,3160	0,3180	0,63
5	1,0	Aço	7850	0,3830	0,3900	1,83
6	2,0	Aço	7670	0,6360	0,6310	0,79
7	3,0	Aço	7800	0,8130	0,7800	4,06
8	4,0	Aço	7700	0,9730	0,8950	8,02
9	6,0	Aço	7750	1,1580	1,1020	4,84
10	1,0	Tungstênio	14800	0,5990	0,5990	1,53

ente de restituição da partícula em função do número de Stokes. Dentre os casos estudados pelos autores, escolheu-se o caso em que o fase contínua é composta por ar ambiente. Especialmente neste caso, a velocidade da partícula varia linearmente com o tempo entre as colisões e o coeficiente de restituição é praticamente constante e igual a 0,8. Os dados da partícula e do fluido são apresentados na Tabela 5.3.

Tabela 5.3 – Características do fluido e da partícula

-	Densidade [$10^3 kg/m^3$]	Viscosidade dinâmica [$Pa.s$]	Diâmetro [mm]
Ar	$1,2 \times 10^{-3}$	$1,85 \times 10^{-5}$	-
Partícula	2,15	-	6,0

A Figura 5.17 compara os resultados para a velocidade vertical da partícula em função do tempo

e a Figura 5.18, os resultados para a altura máxima da partícula em função do tempo.

Embora a comparação se dê de forma qualitativa, é possível notar a concordância entre os resultados obtidos. É possível notar que para os resultados observados experimentalmente, o amortecimento da partícula ocorre mais rapidamente, fato que pode ser explicado pelo coeficiente de restituição constante adotado na solução numérica.

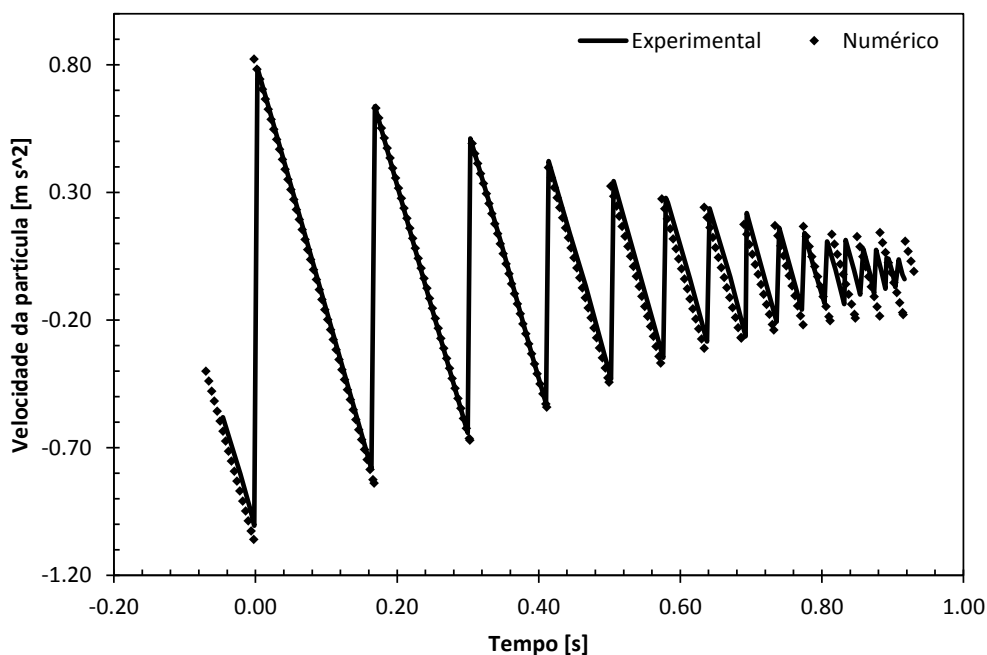


Figura 5.17 – Comparação entre os resultados numéricos e experimentais para a velocidade da partícula em função do tempo

5.15 Teste de malha

Um importante passo de um estudo numérico é verificar a independência da solução em função da discretização do domínio computacional. O teste de malha parte do estabelecimento de uma malha de referência, a partir da qual compara-se os resultados da solução em busca do melhor custo computacional em contraponto à qualidade dos resultados obtidos.

O teste de malha ocorreu em dois cenários distintos, um representando a circulação direta e outro a circulação reversa. Para cada sentido de bombeio, um tipo específico de refino foi aplicado à região do bocal conforme ilustrado na Figura 5.19.

Tendo em vista a complexidade do problema e da natureza turbulenta do escoamento, a identificação da malha adequada se deu a partir do monitoramento de duas variáveis médias e do perfil de velocidade do escoamento na região do bocal, representando a região mais crítica do escoamento, onde ocorrem os maiores gradientes de velocidade.

Embora a solução do problema a partir das equações de Navier-Stokes com média de Reynolds entregue como resultado apenas os valores médios das variáveis, sem suas flutuações ao longo do

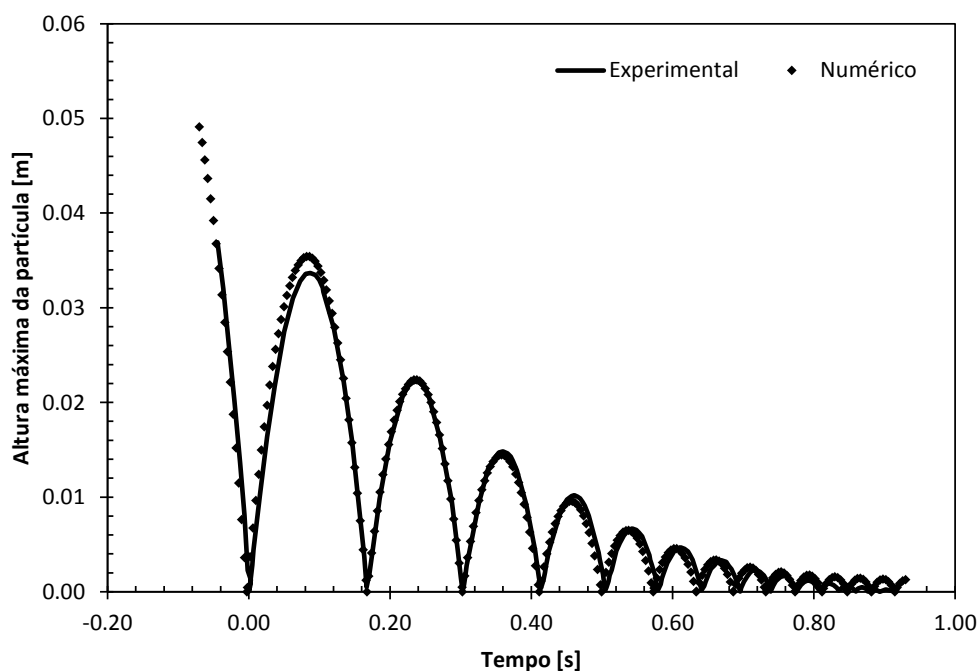


Figura 5.18 – Comparação entre os resultados numéricos e experimentais para a altura da partícula em função do tempo

tempo, é necessário obter novamente a média ao longo do tempo devido a oscilações na solução. A primeira variável monitorada é a integral da pressão no fundo do poço e portanto representada por:

$$F = \int_{@Fundo-poco} PdA \quad (5.34)$$

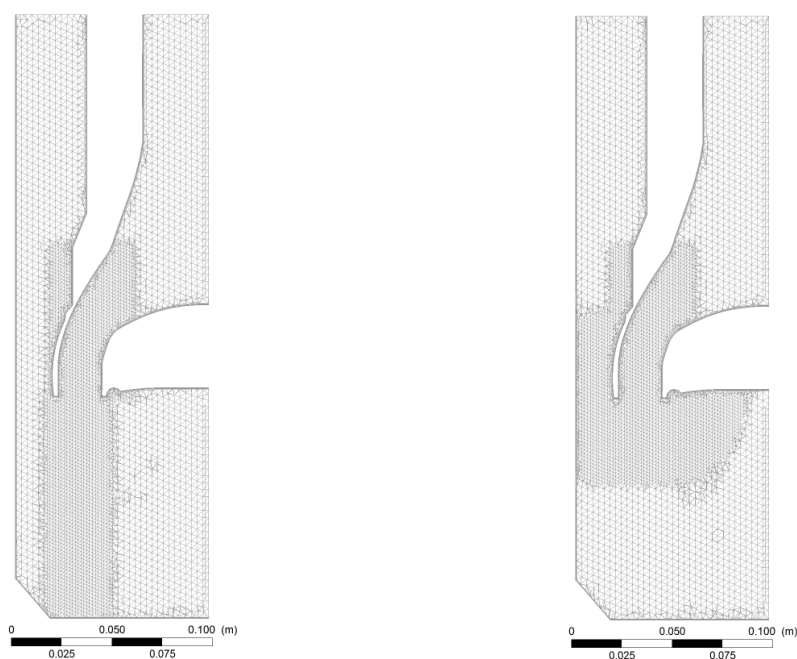
A segunda variável é a média volumétrica da velocidade obtida na região dos cones. O volume de controle utilizado é ilustrado em cor laranja na Figura 5.20.

Por fim, a velocidade na região dos bocais foi tomada na linha de centro do bocal, orientada na direção radial, conforme ilustrado em vermelho na Figura 5.21.

5.15.1 Resultados

Os resultados para o teste de malha são apresentados em função da razão de crescimento utilizada para os elementos da malha. Os parâmetros adotados para ambos os sentidos de bombeio são apresentados na Tabela 5.4. Tendo em vista a utilização do acoplamento de uma via entre a fase sólida e fluida, não houve necessidade de considerar a fase sólida no teste de malha e portanto, desprezou-se também a influência da gravidade.

A interpretação dos resultados não é tão direta, já que a malha é não estruturada e o controle da forma e disposição dos elementos não é trivial. A escolha da malha mais adequada para cada sentido de bombeio foi baseada na comparação dos resultados das variáveis apresentadas com a malha mais refinada juntamente com a comparação do perfil de velocidade. No caso da força média, levou-se em conta ainda o desvio padrão em relação a essa média como um indicador da estabilidade da solução. A determinação da malha mais adequada foi então realizada a partir da



(a) Refino na região do bocal para circulação direta. Fonte: CFD-POST (b) Refino na região do bocal para circulação reversa. Fonte: CFD-POST

Figura 5.19 – Representação do refino de malha aplicado à região do bocal em função do sentido de bombeio



(a) Vista completa. Fonte: CFD-POST (b) Vista em corte. Fonte: CFD-POST

Figura 5.20 – Volume de controle englobando a região dos cones da broca

soma dos erros apresentados para as duas variáveis médias e por fim, multiplicando essa soma pelo desvio padrão da força.

Na Tabela 5.5 são apresentados os resultados do teste de malha para a circulação reversa em relação às variáveis médias. A comparação entre os perfis de velocidade no bocal são apresentados na Figura 5.22.

Na Figura 5.22 é possível notar que o refino da malha pouco influencia no perfil de velocidade. Um efeito ainda menos pronunciado é visto para a circulação direta, representado na Figura 5.23.

Para ambos os sentidos de bombeio, a malha que se mostrou mais satisfatória foi a com fator de expansão igual a 1.7.

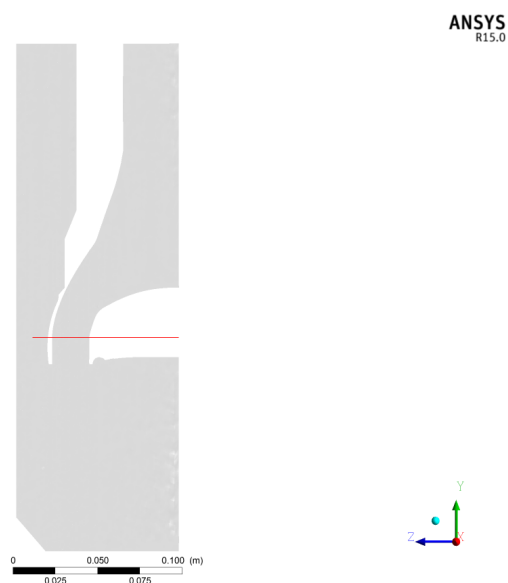


Figura 5.21 – Posição de tomada do perfil de velocidade na região do bocal. Fonte: CFD-POST

Tabela 5.4 – Parâmetros adotados no teste de malha

Parâmetro	Direta	Reversa
Vazão [gpm]	800	200
Densidade [kg/m^3]	1200	1200
Viscosidade [cP]	10	10
Rotação [rpm]	150	150

Tabela 5.5 – Resultados do teste de malha para a circulação reversa

Malha	Força [N]	Desvio padrão	Erro ^{Força}	Velocidade média [m/s]	Erro ^{Vel}
1,3	1398,63	2,97%	0,00%	1,22	0,00%
1,5	1448,54	5,34%	3,57%	1,21	0,80%
1,7	1451,08	3,25%	3,75%	1,22	0,27%
1,9	1459,67	3,11%	4,36%	1,24	1,33%
2,1	1470,74	5,02%	5,16%	1,24	1,33%

Tabela 5.6 – Resultados do teste de malha para a circulação direta

Malha	Força [N]	Desvio padrão	Erro ^{Força}	Velocidade média [m/s]	Erro ^{Vel}
1,3	1880,84	3,11%	0,00%	9,64	0,00%
1,5	1778,19	3,26%	5,46%	9,42	2,26%
1,7	1952,32	1,75%	3,80%	9,71	0,65%
1,9	1923,14	3,54%	2,25%	9,51	1,35%
2,1	1875,20	4,15%	0,30%	9,39	2,62%

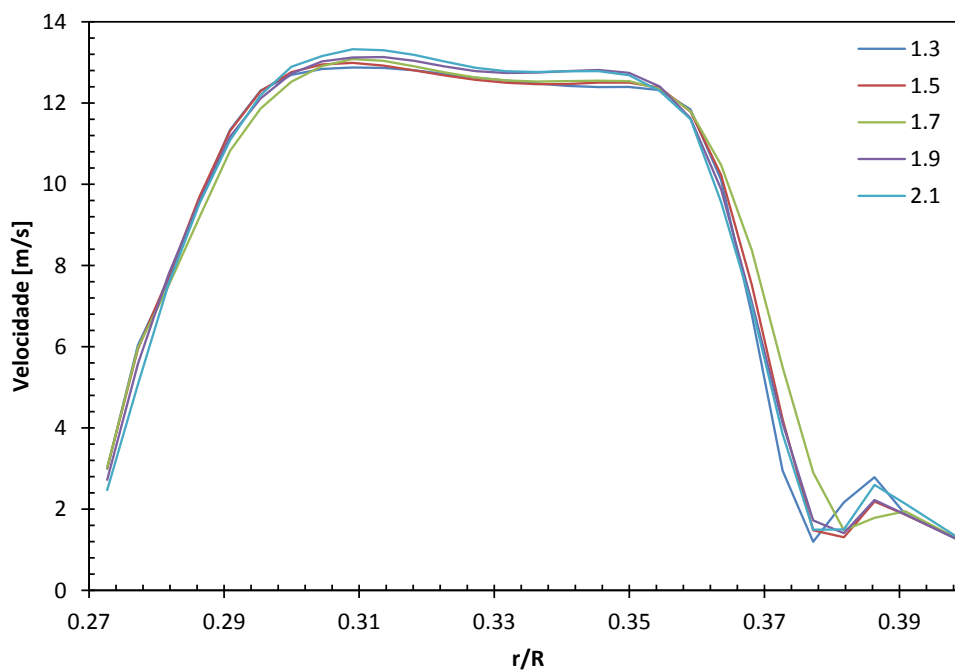


Figura 5.22 – Comparação entre os perfis de velocidade na região do bocal em função da malha computacional para circulação reversa

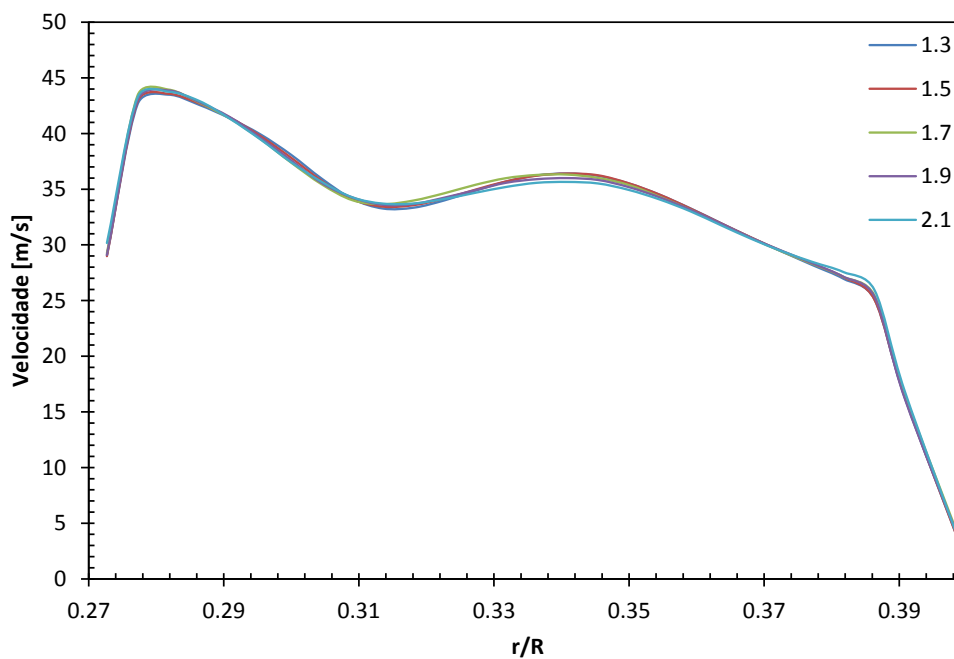


Figura 5.23 – Comparação entre os perfis de velocidade na região do bocal em função da malha computacional para circulação direta

6 RESULTADOS

Este capítulo apresenta os resultados separados em duas etapas. Num primeiro momento, o escoamento na região da broca é analisado sem a presença de partículas sólidas com o intuito de identificar a influência dos parâmetros operacionais sobre a dinâmica do escoamento. Na segunda etapa, as partículas são adicionadas e o interesse é voltado para a influência do escoamento sobre o comportamento das partículas e sua contribuição para o possível desgaste da broca.

6.1 Influência dos parâmetros operacionais no escoamento sem a presença de partículas

Esta seção traz os resultados obtidos sem a presença da fase sólida com o objetivo de identificar a influência dos parâmetros analisados sobre a dinâmica do escoamento na região da broca.

6.1.1 Sentido de bombeio

O sentido de bombeio apresenta influência drástica sobre o escoamento. Na Figura 6.1a, em que representa-se o padrão de escoamento para a circulação direta, o fluido é bombeado pelo interior da coluna de perfuração e estrangulado na região da broca pela ação dos bocais. A formação dos jatos é claramente percebida pelas linhas de corrente e sua influência na quantidade de movimento no fundo do poço é também verificada pela velocidade média do escoamento nessa região. O padrão criado pela circulação direta contribui para que a estrutura cortante da broca seja constantemente refrigerada e desobstruída. Impedir que os cascalhos permaneçam na região dos cones e sejam reprocessados pela broca contribui para amenização de fenômenos como o desgaste por abrasão mas por outro lado, as altas velocidades impostas às partículas pela ação dos jatos contribui para o aumento de fenômenos como o desgaste por erosão. Ao se afastar da broca, o escoamento assume um perfil helicoidal em razão da rotação da coluna de perfuração, tal como ilustra a Figura 6.1b.

Na Figura 6.2a, representado o padrão de escoamento para a circulação reversa, o fluido é bombeado pelo espaço anular e seu retorno ocorre ao adentrar a broca pelos bocais. Não há mais a formação dos jatos e por conta disso, as velocidades encontradas na região dos cones são muito menores. A baixa quantidade de movimento na região de corte pode culminar na ineficácia da lubrificação e arrefecimento da broca, e na dificuldade para carregar os cascalhos gerados até a região dos bocais, onde eles devem adentrar a broca para serem carregados à superfície.

6.1.2 Vazão de bombeio

Os parâmetros utilizados para a avaliação da vazão de bombeio são apresentados na Tabela 6.1.

Seja para circulação direta ou reversa, o aumento da vazão de bombeio culmina no aumento da quantidade de movimento do escoamento e aumento do número de Reynolds. A Fig. 6.3 mostra

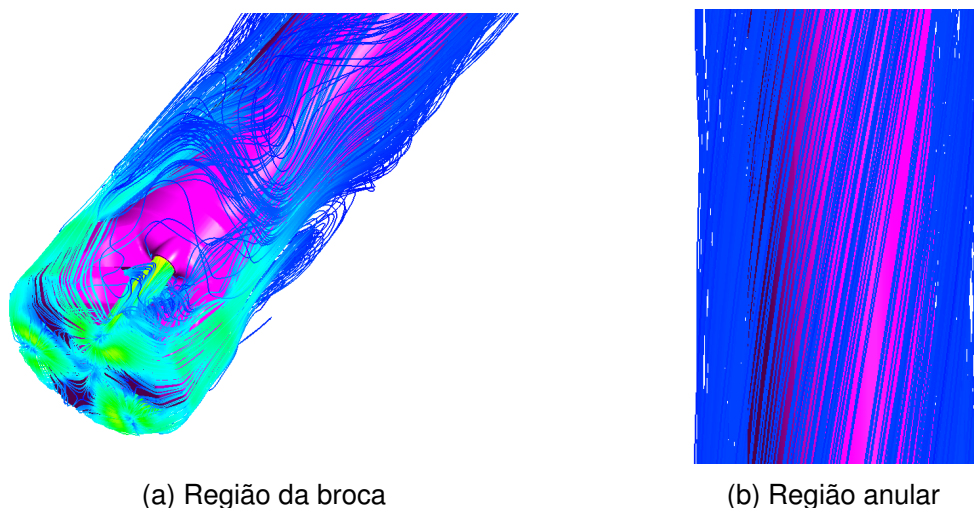


Figura 6.1 – Padrão de escoamento para circulação direta com vazão de 800 gpm. Fonte: CFD-POST

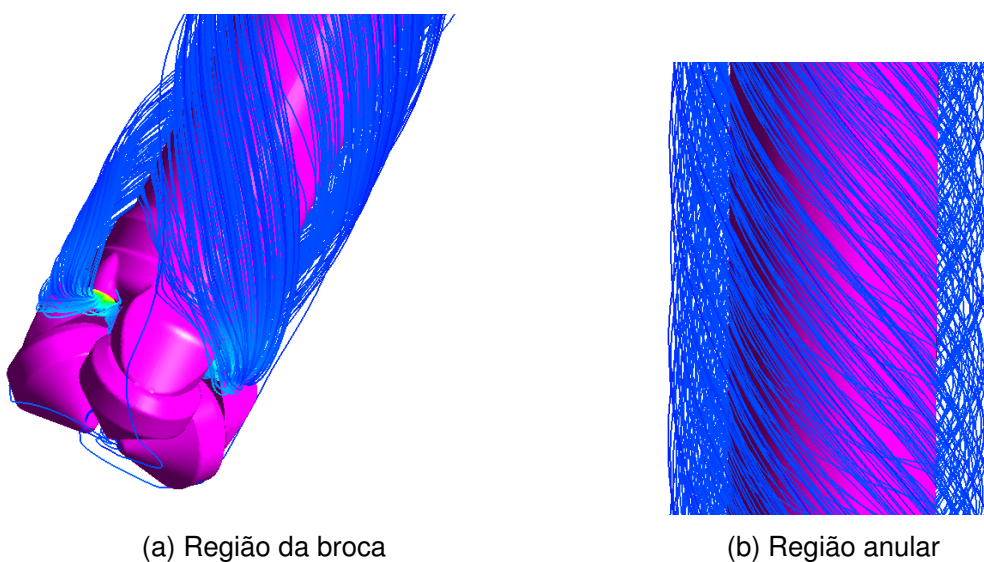


Figura 6.2 – Padrão de escoamento para circulação reversa com vazão de 200 gpm. Fonte: CFD-POST

Tabela 6.1 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da vazão de bombeio

Parâmetro	Direta	Reversa
Massa Específica [kg/m^3]		1200
Viscosidade dinâmica [cP]		30
Rotação [rpm]		150
Vazão [gpm]	200-400-600-800	100-200-300-400

a integral da pressão no fundo do poço, representando a força média em sua terça parte, em função da vazão de bombeio. Conforme esperado, a relação entre as variáveis ocorre de forma quadrática. Embora exista a ação dos jatos na circulação direta, os valores encontrados para a força são superiores para a circulação reversa, quando comparadas vazões equivalentes. O fenômeno

ocorre devido ao fato de que, para a circulação direta, as grandes perdas de carga no bocal acabam por reduzir a pressão estática no fundo do poço enquanto que para a circulação reversa, os bocais encontram-se à jusante do escoamento.

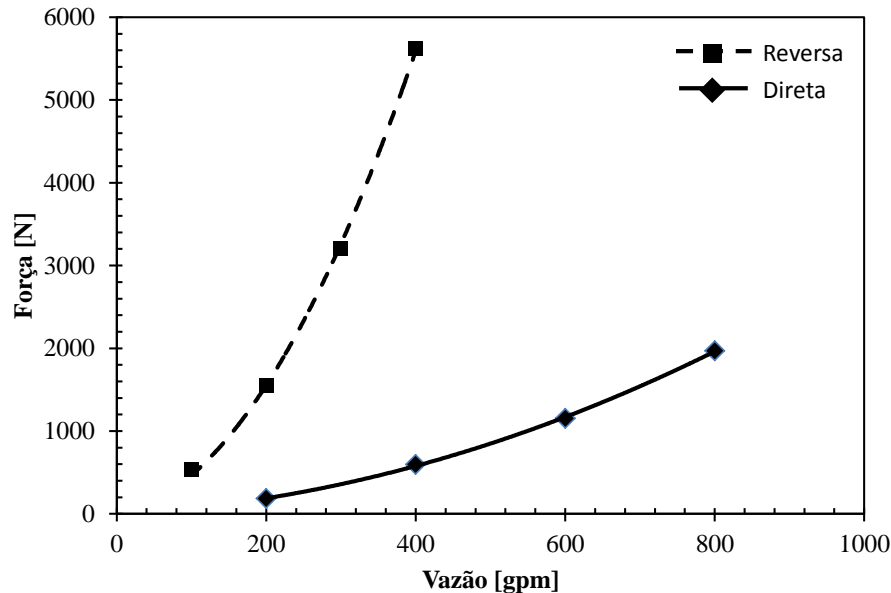


Figura 6.3 – Influência da vazão de bombeio sobre a força exercida no fundo do poço

Na Fig. 6.4, são comparadas as perdas de carga em função da vazão de bombeio para os dois tipos de circulação. Nota-se que com o aumento da vazão, a perda de carga aumenta devido o aumento do número de Reynolds e para uma mesma vazão, a perda de carga é maior para a circulação reversa. Como o problema não leva em conta perdas por atrito com as paredes do domínio, e a perda de carga é contabilizada somente pela diferença entre a pressão na entrada e na saída do domínio, um balanço de energia mostraria que a queda de pressão deveria ser igual, independente do tipo de circulação. Se extrapolados os valores da perda de carga para vazões menores do que 200 gpm, encontram-se perdas de carga equivalentes para os dois sentidos de bombeio. No entanto, o efeito dos bocais é verificado para vazões maiores, em que as perdas de carga para circulação reversa superam as encontradas na circulação direta. Com auxílio da Fig. 6.5, percebe-se que a mudança brusca de direção sofrida pelo escoamento quando em bombeio reverso requer maiores acelerações resultando em perdas de carga maiores.

O efeito da vazão sobre a quantidade de movimento na região dos cones é representado pela Fig. 6.6. Considera-se que, quanto maior for o valor a velocidade média do escoamento na região de corte da broca, maior será o efeito lubrificante e arrefecedor. Ainda, como o arrasto sobre as partículas também é função do número de Reynolds, o carregamento dos cascalhos e limpeza do poço é potencializado por maiores velocidades. O efeito dos jatos criados pela circulação direta e a deficiência da circulação reversa aplicada à broca tricônica são evidenciados. A baixa quantidade de movimento para a circulação reversa permite que os cascalhos sejam reprocessados pela broca num ambiente de baixa lubrificação e baixo arrefecimento. Além de prejudicar o andamento do corte pela dificuldade de remoção dos cascalhos, sua permanência na região de corte contribui para o desgaste precoce da broca.

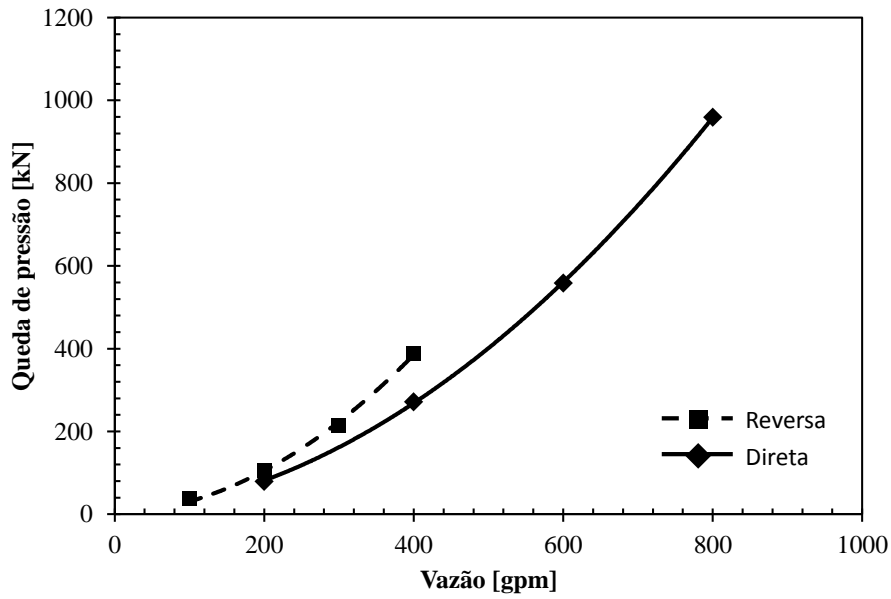


Figura 6.4 – Influência da vazão de bombeio sobre a queda de pressão do escoamento

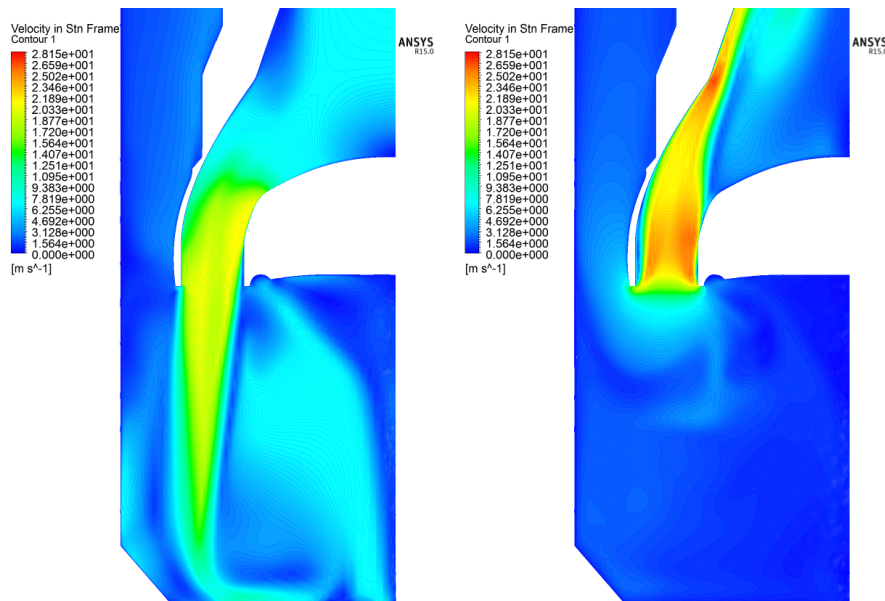


Figura 6.5 – Perfil de velocidade na região do bocal. Fonte: CFD-POST

Na Fig. 6.7, é apresentada a influência da vazão sobre a tensão de cisalhamento média nos cones da broca. Mais uma vez, a circulação reversa aplicada à broca tricônica tem sua deficiência na limpeza dos cones e remoção dos cascalhos evidenciada. Nota-se que mesmo com o aumento significativo da vazão a tensão pouco se altera na região dos cones. Para a circulação direta, a influência dos jatos é novamente percebida pelo aumento significativo nos valores da tensão.

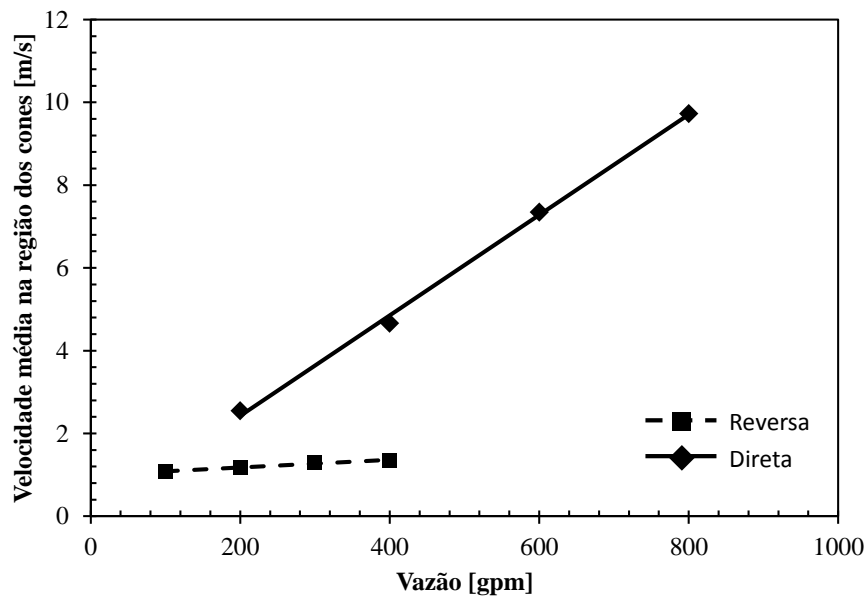


Figura 6.6 – Influência da vazão de bombeio sobre a quantidade de movimento na região dos cones

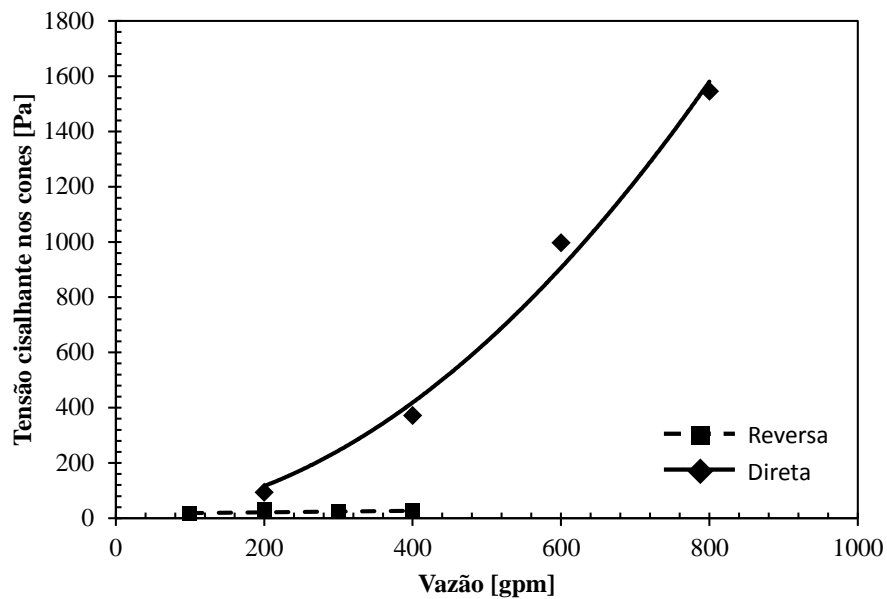


Figura 6.7 – Influência da vazão de bombeio sobre a tensão de cisalhamento média nos cones da broca.

6.1.3 Massa específica do fluido

Os parâmetros utilizados para a avaliação da influência da massa específica do fluido são apresentados na Tabela 6.2.

O efeito da massa específica sobre a força no fundo do poço é representado pela Figura 6.8. Nota-se que tanto para a circulação direta, quanto para a reversa, a força é diretamente proporcional à massa específica do fluido. De forma geral, essa relação pode ser representada pela segunda lei

de Newton, conforme a Eq 6.1.

$$F = \Delta(\dot{m}v) = \rho v^2 A_{\text{poco}} \tag{6.1}$$

Tabela 6.2 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da massa específica do fluido

Parâmetro	Direta	Reversa
Massa Específica [kg/m^3]	1200-1400-1600	
Viscosidade dinâmica [cP]		30
Rotação [rpm]		150
Vazão [gpm]	800	200

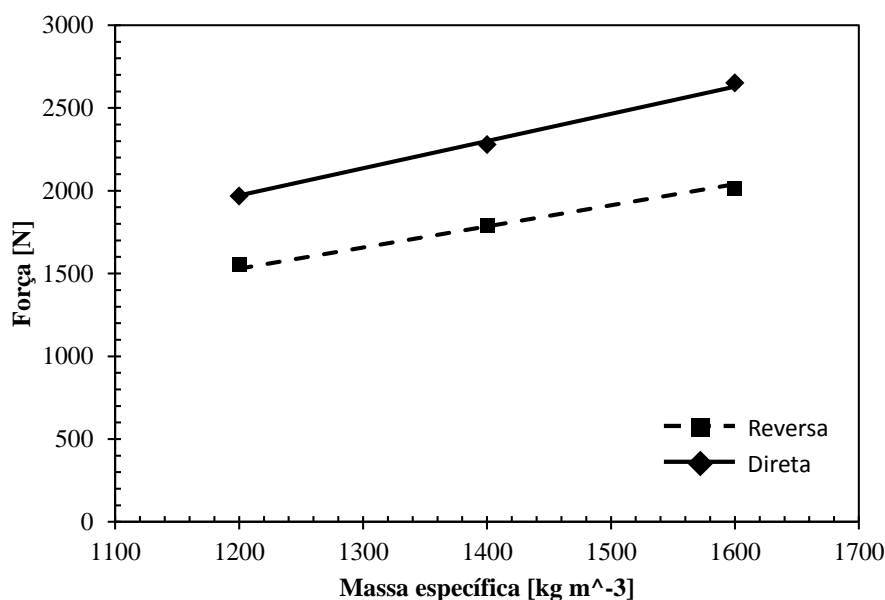


Figura 6.8 – Influência da vazão de bombeio sobre a tensão de cisalhamento média nos cones da broca.

A perda de carga apresenta comportamento similar em função da variação da massa específica do fluido, conforme ilustra a Figura 6.9. Sabe-se que o aumento da massa específica culmina no aumento do número de Reynolds e portanto maiores perdas de carga são esperadas.

A Figura 6.10 mostra o comportamento da velocidade média na região dos cones em função da massa específica do fluido. O aumento da massa específica leva a uma leve variação na velocidade devido à conservação da energia, algo em torno de 1% para todos os casos analisados. O efeito pode ser desprezado se contabilizados os erros numéricos, que apresentam ordem de grandeza maior que 1%.

Por fim, a influência da massa específica do fluido sobre a tensão de cisalhamento nos cones da broca é apresentada pela Figura 6.11. Como a tensão também é função de Reynolds, é esperado que o aumento da massa específica ocasione o aumento da tensão. Esse comportamento é verificado

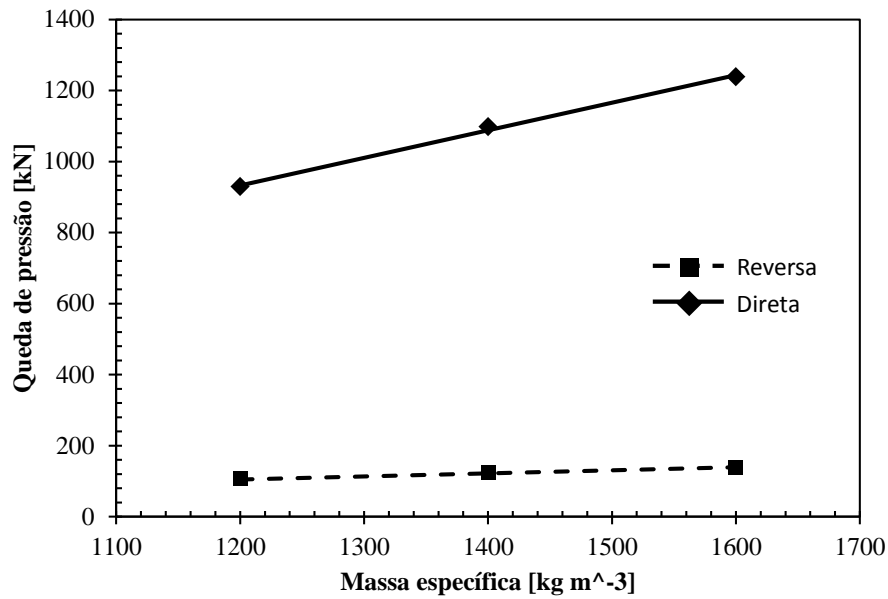


Figura 6.9 – Influência da vazão de bombeio sobre a tensão de cisalhamento média nos cones da broca.

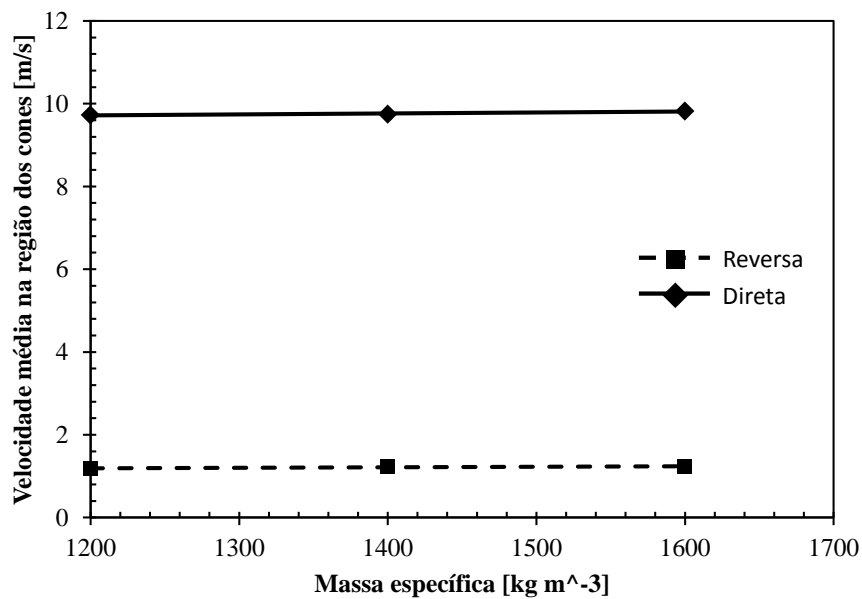


Figura 6.10 – Influência da massa específica do fluido sobre a queda de pressão.

para os dois sentidos de bombeio. O efeito ocorre ainda de forma mais acentuada para a circulação direta, onde a quantidade de movimento na região dos cones é mais elevada.

6.1.4 Viscosidade dinâmica

Os parâmetros utilizados para a avaliação da influência da viscosidade dinâmica do fluido são apresentados na Tabela 6.3.

A Figura 6.12 mostra a influência da viscosidade dinâmica sobre a força no fundo do poço. Nota-se que para a circulação reversa, a curva de tendência tem maior inclinação, mostrando que o

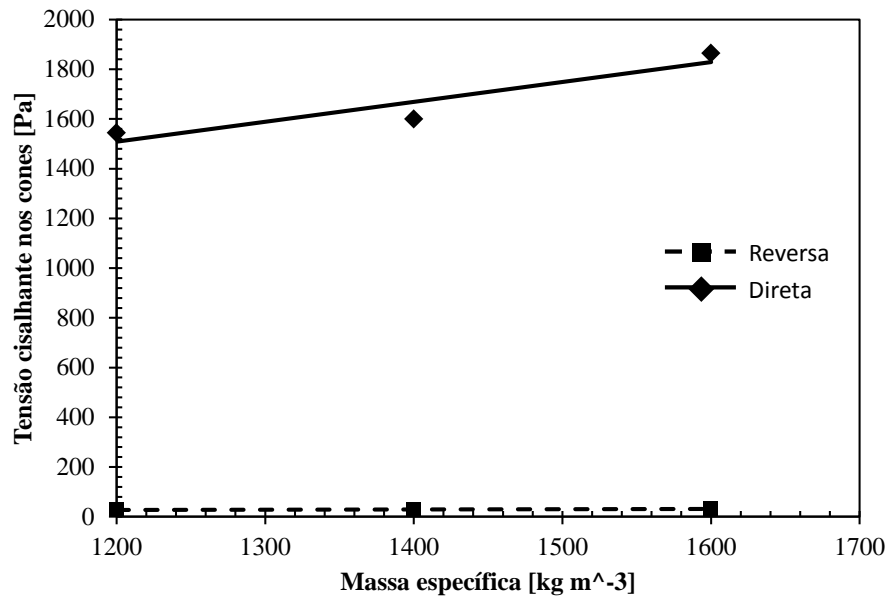


Figura 6.11 – Influência da massa específica do fluido sobre a velocidade média nos cones da broca.

Tabela 6.3 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da viscosidade dinâmica do fluido

Parâmetro	Direta	Reversa
Massa Específica [kg/m^3]	1200	
Viscosidade dinâmica [cP]	10-20-30	
Rotação [rpm]	150	
Vazão [gpm]	800	200

efeito da viscosidade ocorre de forma mais acentuada. O fenômeno pode ser explicado pelo efeito do bocal.

A perda de carga, Figura 6.13 é também pouco influenciada pela viscosidade. Como as maiores perdas ocorrem na região dos bocais, onde o escoamento é turbulento, a energia se dissipa majoritariamente por forças turbulentas ao invés de viscosas (MANEIRA, 2013).

A Figura 6.14 mostra o efeito da viscosidade sobre a velocidade na região dos bocais. Nota-se que para ambos os sentidos de bombeio, a viscosidade não influi sobre a quantidade de movimento no fundo do poço.

O comportamento da tensão de cisalhamento em função da viscosidade é apresentado pela Figura 6.15. O aumento da viscosidade gera o crescimento do atrito e portanto da tensão. Novamente, o efeito é mais acentuado para a circulação direta, devido a maior quantidade de movimento na região dos cones.

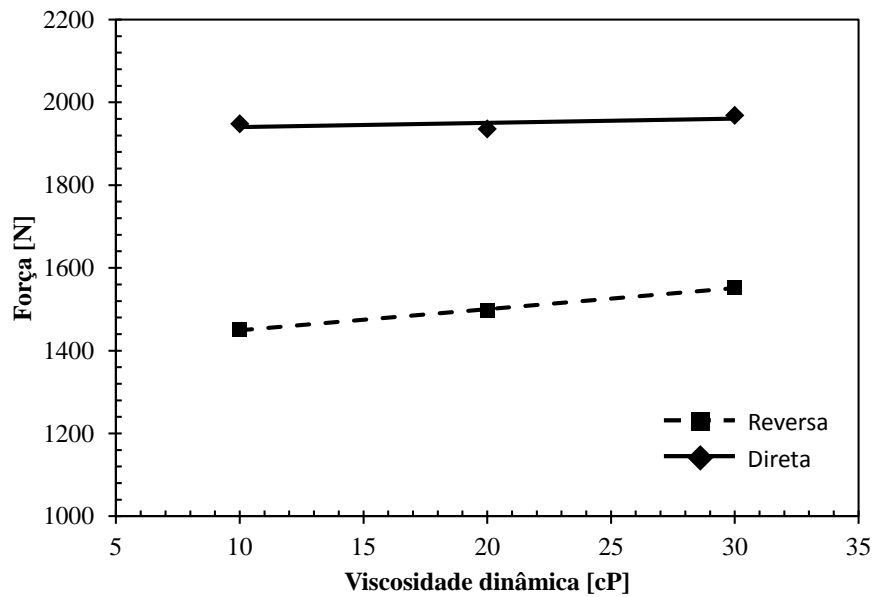


Figura 6.12 – Influência da viscosidade dinâmica sobre a força exercida no fundo do poço

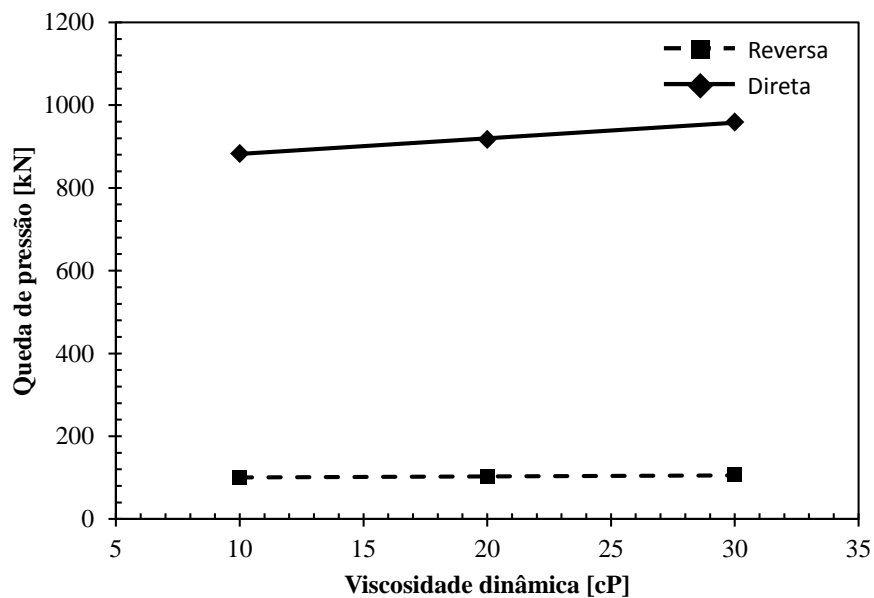


Figura 6.13 – Influência da viscosidade dinâmica sobre a perda de carga do escoamento

6.1.5 Velocidade de rotação da coluna de perfuração

Os parâmetros utilizados para a avaliação da influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração são apresentados na Tabela 6.4.

De forma geral, o efeito da rotação é pouco significativo para as variáveis analisadas. A componente tangencial da velocidade não contribui para o aumento da força no fundo do poço e portanto os efeitos são desprezíveis, tal como ilustra a Figura 6.16. O mesmo ocorre para a queda de pressão, Figura 6.17.

Na Figura 6.18, onde é mostrado o efeito da rotação sobre a velocidade na região dos cones, percebe-se que para a circulação reversa, o aumento da rotação contribui para o aumento de forma significativa na quantidade de movimento na região dos cones. Já para a circulação direta, o efeito do

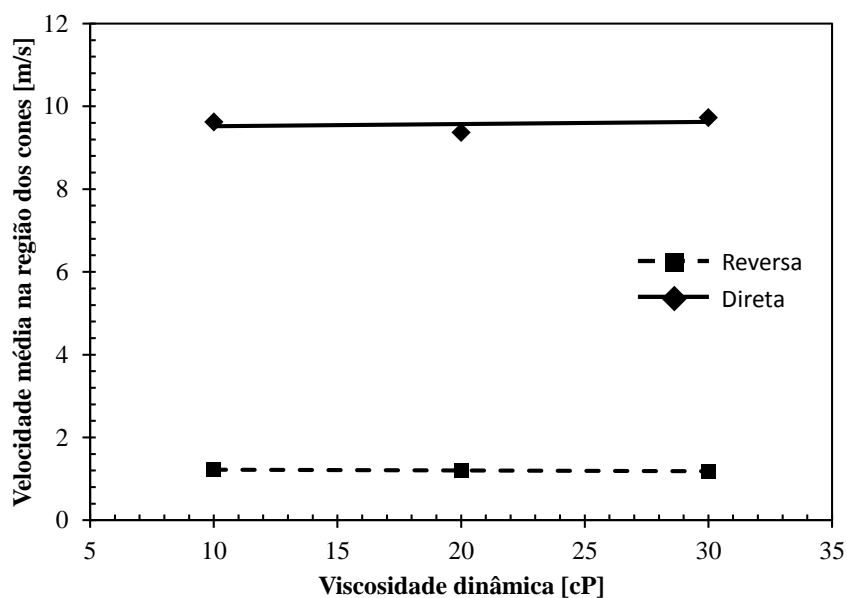


Figura 6.14 – Influência da viscosidade dinâmica sobre a velocidade média na região dos bocais

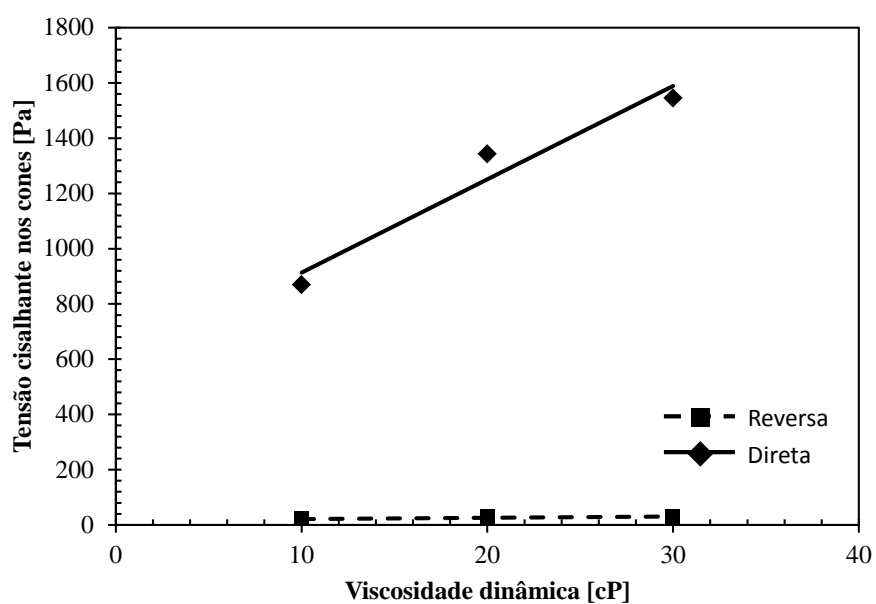


Figura 6.15 – Influência da viscosidade dinâmica sobre a tensão de cisalhamento nos cones

Tabela 6.4 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência velocidade de rotação da coluna de perfuração

Parâmetro	Direta	Reversa
Massa Específica [kg/m^3]	1200	
Viscosidade dinâmica [cP]	30	
Rotação [rpm]	0-75-150	
Vazão [gpm]	800	200

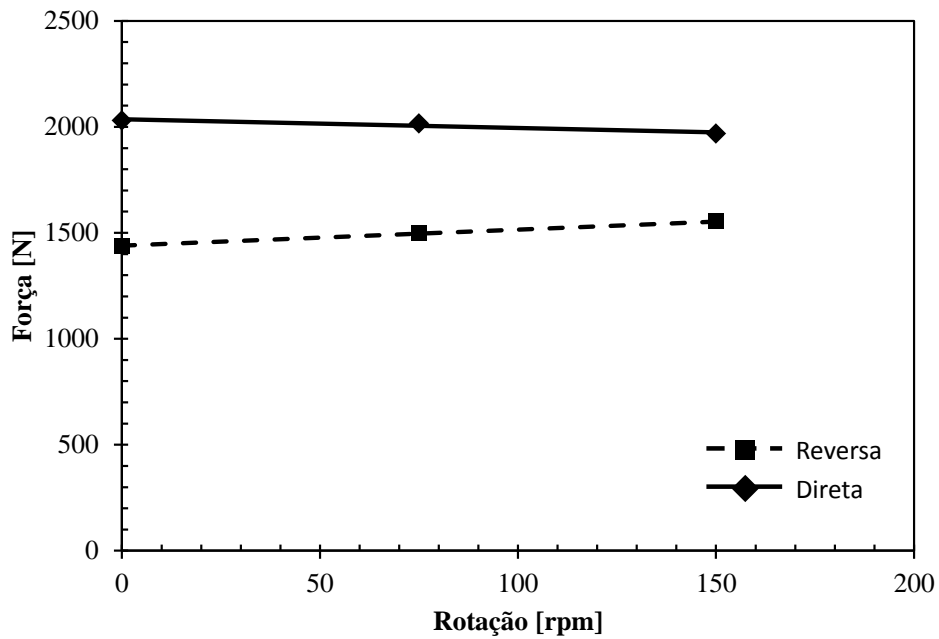


Figura 6.16 – Influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração sobre a força no fundo do poço

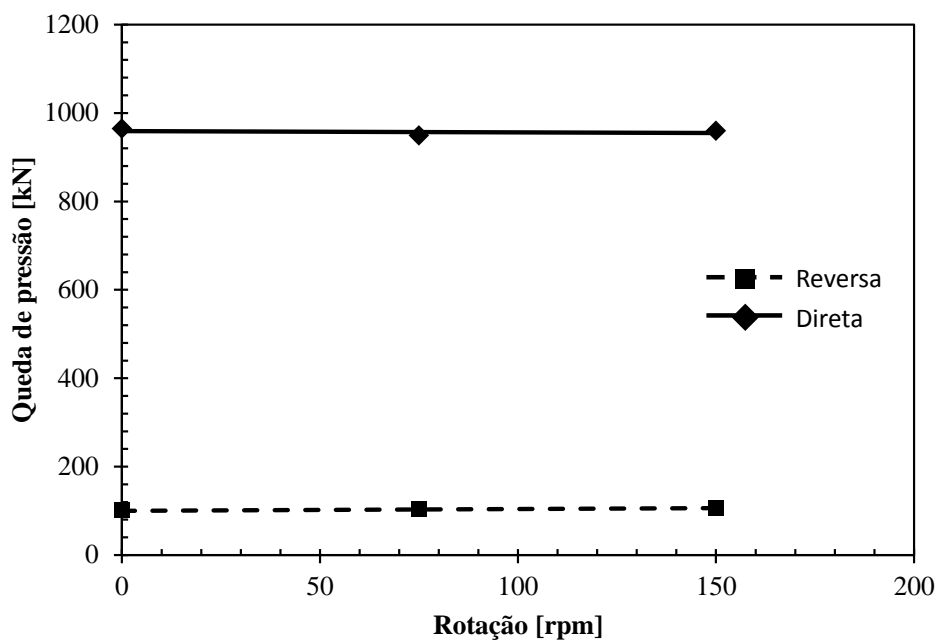


Figura 6.17 – Influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração sobre a queda de pressão no fundo do poço

jato sobre a quantidade de movimento é novamente evidenciado e portanto, o aumento da rotação nada contribui.

O efeito da rotação sobre a tensão de cisalhamento nos cones é mostrado na Figura 6.19. Para a circulação direta, o efeito é desprezível. Para a circulação reversa, obtém-se um leve aumento devido a contribuição da rotação para o aumento do número de Reuynolds

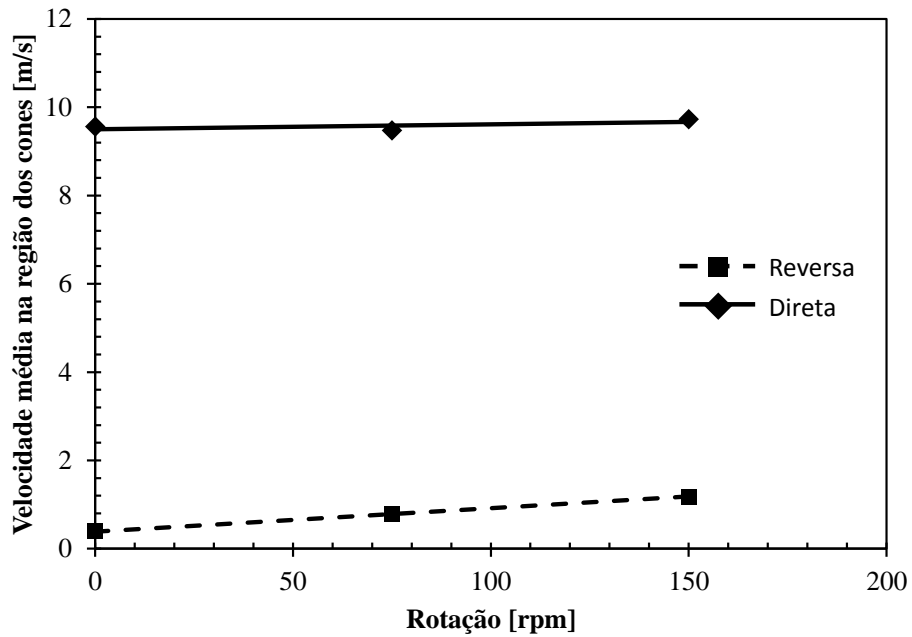


Figura 6.18 – Influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração sobre a força no fundo do poço

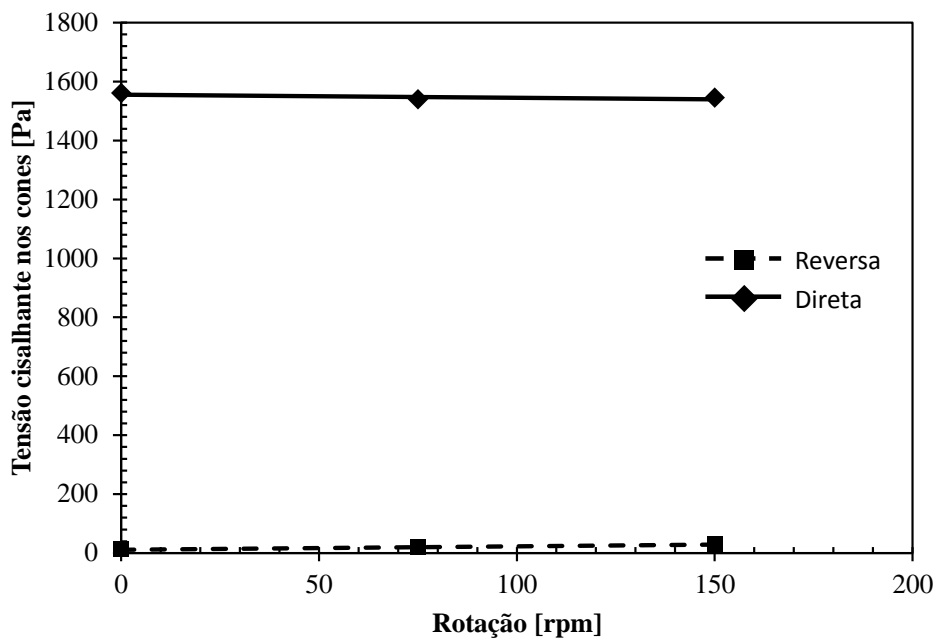


Figura 6.19 – Influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração sobre a força no fundo do poço

6.2 Influência dos parâmetros operacionais na limpeza do poço

Na segunda parte dos resultados, as partículas são introduzidas a fim de avaliar a influência dos parâmetros analisados sobre a dinâmica do escoamento da fase sólida. O escoamento foi modelado a partir de uma abordagem lagrangiana com acoplamento entre fases de uma-*via*.

De forma geral, existem dois caminhos para que uma partícula chegue à superfície: apresentando massa específica menor do que a fase contínua e portanto escoaria naturalmente por conta do

empuxo resultante, ou, tendo seu peso superado pelo arrasto viscoso decorrente do escoamento ascendente. Como a primeira premissa não se verifica, o arrasto viscoso é o único responsável por carrear as partículas injetadas no fundo do poço até que deixem o domínio. Durante a solução, algumas partículas ficam aprisionadas em zonas de recirculação e excedem os limites de integração no tempo e/ou espaço. Essas partículas não deixam o domínio e são contabilizadas como perda.

Os resultados são apresentados a fim de comparar a capacidade de limpeza da broca em função dos parâmetros operacionais utilizados. Para tanto, mostra-se a influência dos parâmetros sobre o tempo de residência e a velocidade média das partículas na região dos cones da broca.

6.2.1 Sentido de bombeio

Para avaliar a influência do sentido de bombeio, utilizaram-se os parâmetros operacionais descritos pela Tabela 6.5.

Tabela 6.5 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência do sentido de bombeio

Parâmetro	Direta / Reversa
Massa específica do fluido [kgm^{-3}]	1200
Viscosidade dinâmica [cP]	30
Rotação [rpm]	20
Vazão de fluido [gpm]	200
Vazão mássica de sólido [$kg s^{-1}$]	0,07895
Massa específica da fase sólida [kgm^{-3}]	2588
Diâmetro [mm]	$N(0, 25; 0, 07)_{0,05}^{0,5}$

Na Fig. 6.20 são apresentados os padrões de escoamento particulado em função do sentido de bombeio.

Para a circulação direta, Fig. 6.20a, as partículas que são injetadas no fundo do poço, encontram regiões de velocidades elevadas devido à presença dos jatos e são rapidamente carregadas para fora da região da broca. Na região do anular, assumem perfil helicoidal devido à rotação da coluna. Já para a circulação reversa, Fig. 6.20b, ao serem injetadas, as partículas precisam ser levadas a uma região favorável do escoamento para que sejam carregadas até regiões próximas aos bocais, onde são sugadas para dentro broca. Estando dentro da broca, encontram o escoamento ascendente e são carregadas até a saída. O comportamento discutido pode ser melhor explicado quando comparadas as curvas da velocidade vertical das partículas em função do tempo, conforme a Fig. 6.21. É possível notar que para a circulação reversa, uma partícula leva aproximadamente 9 vezes mais tempo para iniciar a subida. No entanto, estando dentro da coluna, sua velocidade é maior devido à redução na área, o que faz com que chegue à saída mais depressa. A Fig. 6.22 traz a comparação entre a posição vertical de uma partícula em função do sentido de bombeio. Nota-se que a inclinação da curva para a circulação reversa é mais acentuada, o que indica a velocidade mais elevada. Ao longo dos resultados será visto que a circulação reversa sempre apresenta tempos de permanência maiores e velocidades menores na região dos cones da broca.



(a) Padrão de escoamento para a circulação direta. (b) Padrão de escoamento para a circulação reversa.

Figura 6.20 – Comparação entre os padrões de escoamento particulado. Fonte: CFD-POST reversa

6.2.2 Vazão de bombeio

Para avaliar a influência vazão de bombeio, utilizaram-se os parâmetros operacionais descritos pela Tabela 6.6.

Tabela 6.6 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da vazão de bombeio

Parâmetro	Direta / Reversa
Massa específica do fluido [kgm^{-3}]	1200
Viscosidade dinâmica [cP]	30
Rotação [rpm]	20
Vazão de fluido [gpm]	50-100-200-400
Vazão mássica de sólido [$kg s^{-1}$]	0,07895
Massa específica da fase sólida [kgm^{-3}]	2588
Diâmetro [mm]	$N(0, 25; 0, 07)_{0,05}^{0,5}$

A Figura 6.23 mostra a influência da vazão de bombeio sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones. Uma visão macro confirma a deficiência da circulação reversa na

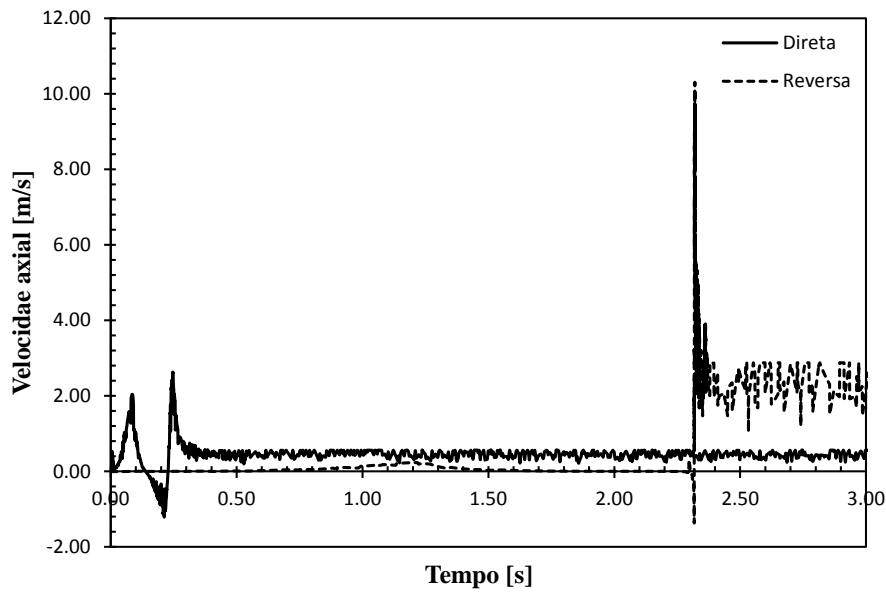


Figura 6.21 – Comparação entre as velocidades axiais em função do tempo para os dois sentidos de bombeio

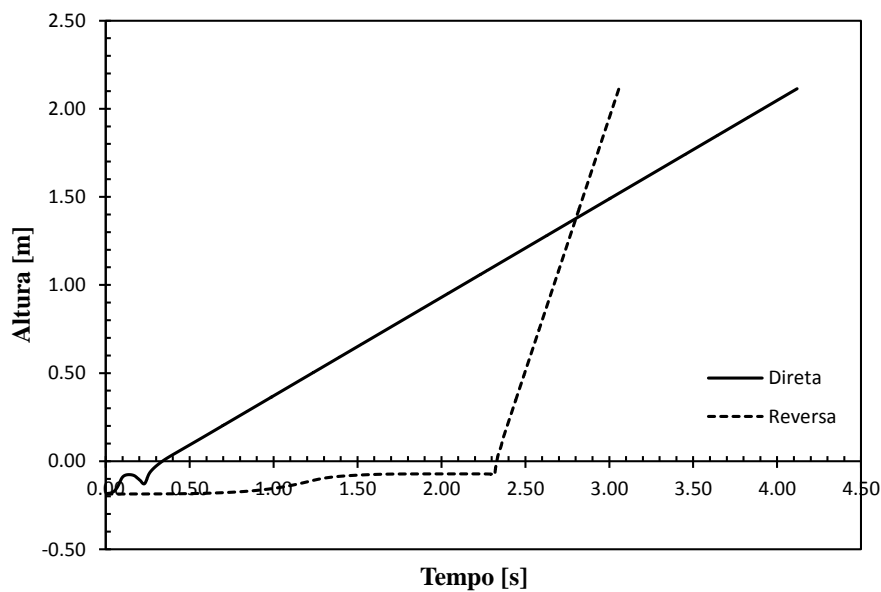


Figura 6.22 – Comparação entre as velocidades axiais em função do tempo para os dois sentidos de bombeio

remoção de sólidos da região da broca, apresentando tempos maiores que a circulação direta para todas as vazões. Olhando separadamente para cada caso, nota-se que o aumento da vazão contribui para a retirada de sólidos, porém, o comportamento não ocorre de forma linear, indicando que para a situação em questão, vazões maiores que 400 galões não melhorariam a limpeza do poço. Por outro lado, maiores vazões contribuiriam para o aumento da força no fundo do poço e da perda de carga, conforme discutido na seção anterior.

Na Figura 6.24, é mostrada a influência da vazão sobre a velocidade média das partículas na região dos cones. Para os dois tipos de circulação, a relação entre a vazão e a velocidade ocorre

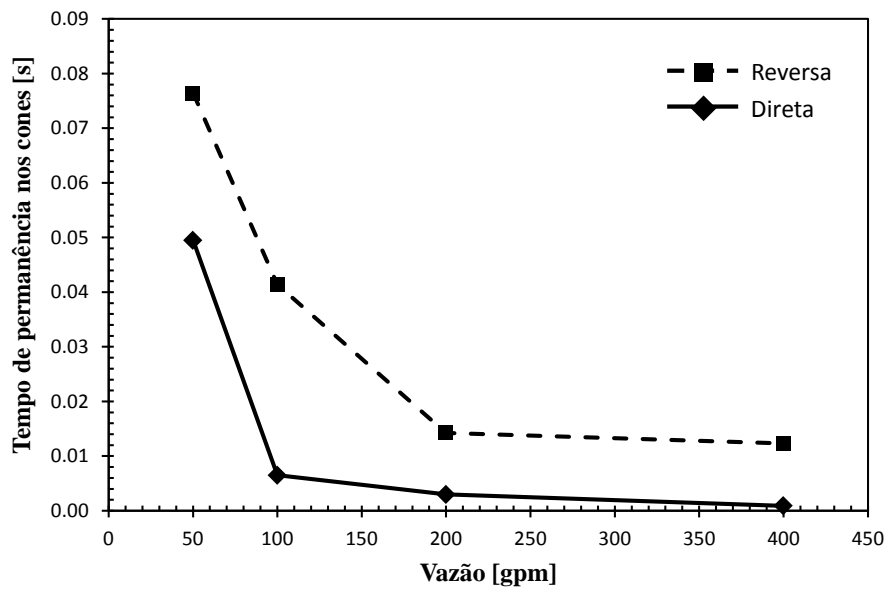


Figura 6.23 – Influência da vazão de bombeio de fluido sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones

de forma diretamente proporcional. No entanto, o efeito é mais acentuado para a circulação direta, devido ao efeito dos jatos sobre o movimento das partículas. Ao comparar as Figuras 6.6 e 6.24, nota-se que a velocidade das partículas representam em média uma porcentagem muito pequena da velocidade do escoamento.

Embora o aumento da velocidade contribua para a remoção dos cascalhos, acaba por contribuir para o aceleração do desgaste da broca através de mecanismos de erosão.

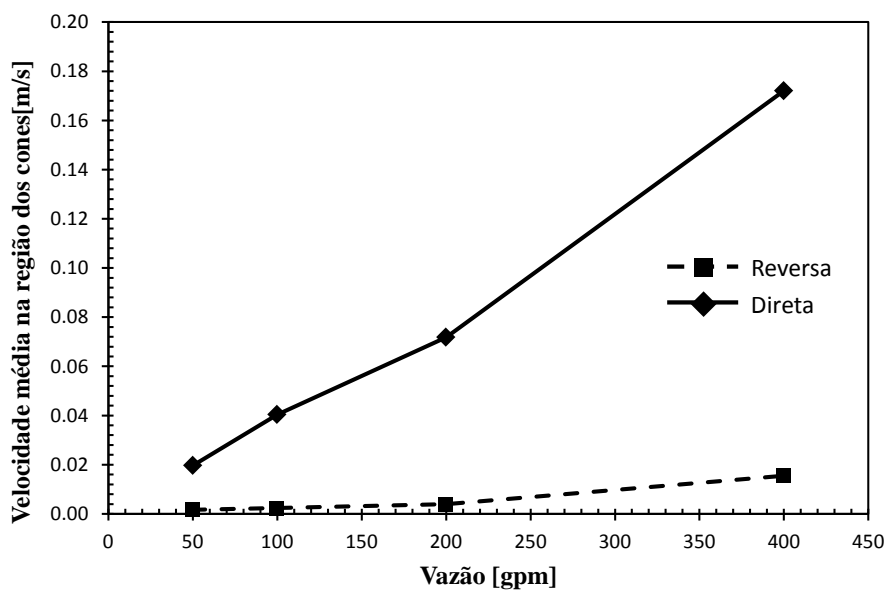


Figura 6.24 – Influência da vazão de bombeio de fluido sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones

6.2.3 Massa específica do fluido

Para avaliar a influência massa específica do fluido, utilizaram-se os parâmetros operacionais descritos pela Tabela 6.7.

Tabela 6.7 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da massa específica do fluido

Parâmetro	Direta / Reversa
Massa específica do fluido [kgm^{-3}]	1200-1400-1600
Viscosidade dinâmica [cP]	30
Rotação [rpm]	20
Vazão de fluido [gpm]	200
Vazão mássica de sólido [$kg s^{-1}$]	0,07895
Massa específica da fase sólida [kgm^{-3}]	2588
Diâmetro [mm]	$N(0, 25; 0, 07)_{0,05}^{0,5}$

A Figura 6.25 ilustra o efeito do aumento da massa específica do fluido sobre o tempo de permanência das partículas na região dos cones. É esperado que o aumento da massa específica do fluido, de acordo com a Eq. 4.40, faça com que a força de empuxo resultante sobre as partículas diminua e por consequência contribua para sua remoção, reduzindo o tempo de permanência na região dos cones. Vale ressaltar que, como a massa específica da fase sólida é sempre maior que a do fluido, quanto menor for a força de empuxo resultante, mais fácil será o carregamento das partículas até a superfície. O comportamento descrito pode ser verificado para a circulação direta, no entanto, ocorre de forma não linear para a circulação reversa.

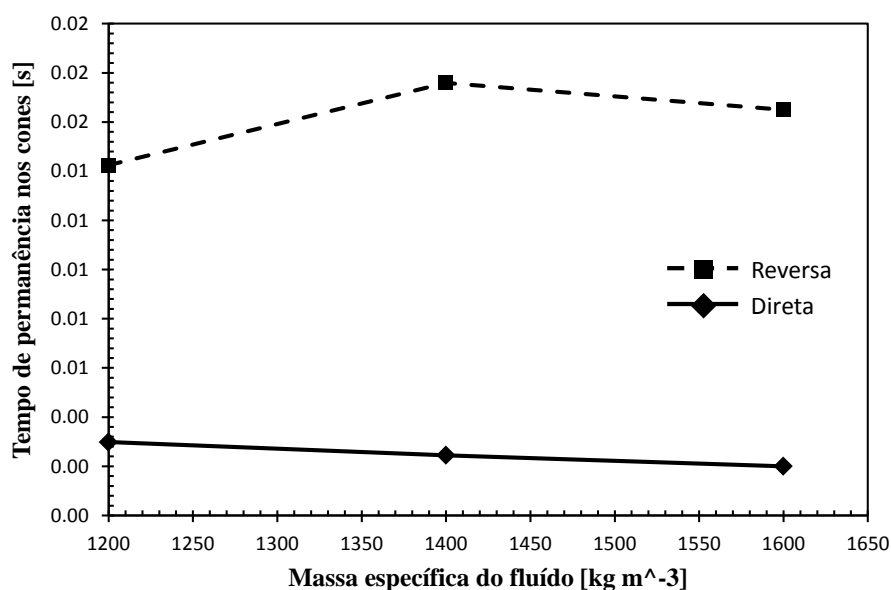
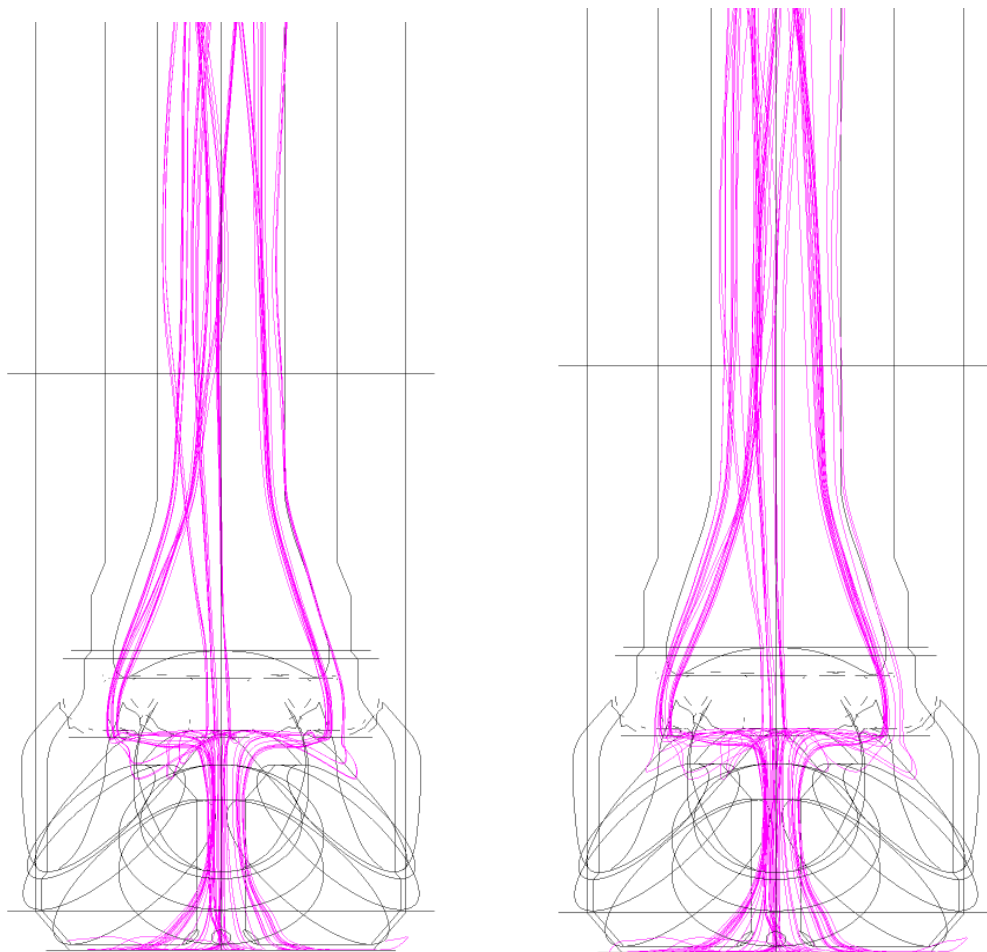


Figura 6.25 – Influência da massa específica do fluido sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones

Para a circulação reversa, o aumento da massa específica ocasionou num primeiro momento o aumento do tempo de residência das partículas, que depois torna a decrescer. Um possível explicação é que, com o aumento do arrasto gerado pelo aumento da massa específica do fluido as partículas sobem com maior velocidade. Com o auxílio da Figura 6.26, nota-se que para $\rho_F = 1400 \text{ kg m}^{-3}$, sofrem um espalhamento maior ao se chocarem contra o fundo da broca e suas trajetórias indicam que adentram novamente o volume de controle tomado para o calculo do tempo médio de permanência na região dos cones, explicando o aumento no tempo medido. Para $\rho_F = 1600 \text{ kg m}^{-3}$, o fenômeno relacionado ao empuxo volta a predominar e o tempo volta a cair, muito embora ainda seja maior que o tempo verificado para a menor massa específica.



(a) Trajetória das partículas para $\rho_F = 1200 \text{ kg m}^{-3}$

(b) Trajetória das partículas para $\rho_F = 1400 \text{ kg m}^{-3}$.

Figura 6.26 – Comparação entre as trajetórias das partículas em função da massa específica do fluido para a circulação reversa

A Figura 6.27 mostra a influência da massa específica do fluido sobre a velocidade médias das partículas na região dos cones da broca. Conforme mostrado, de forma geral, o aumento de ρ_F ocasiona o aumento da velocidade média devido ao aumento do arrasto aerodinâmico.

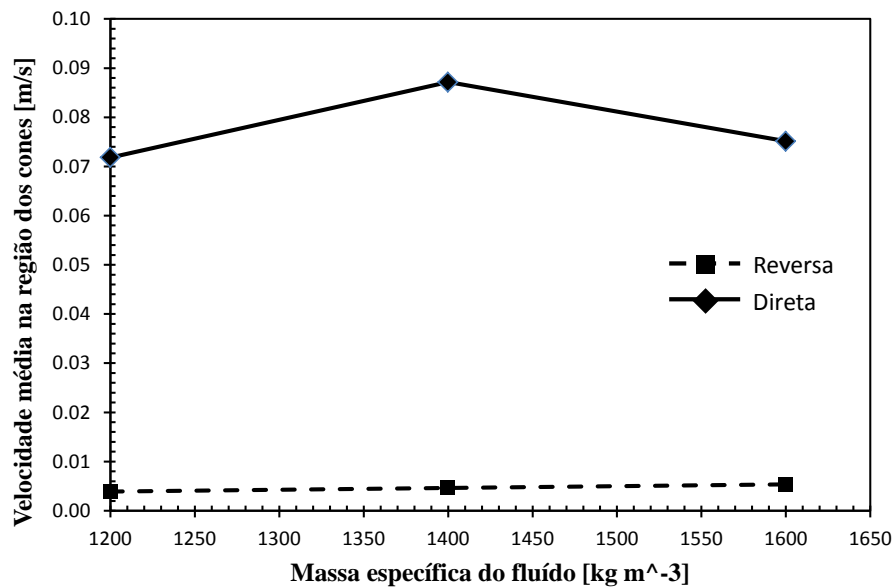


Figura 6.27 – Influência da massa específica do fluido sobre a velocidade média das partículas na região dos cones

6.2.4 Viscosidade dinâmica

Para avaliar a influência massa específica do fluido, utilizaram-se os parâmetros operacionais descritos pela Tabela 6.8.

Tabela 6.8 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da viscosidade dinâmica do fluido

Parâmetro	Direta / Reversa
Massa específica do fluido [kgm^{-3}]	1200
Viscosidade dinâmica [cP]	10-20-30
Rotação [rpm]	20
Vazão de fluido [gpm]	200
Vazão mássica de sólido [$kg s^{-1}$]	0,07895
Massa específica da fase sólida [kgm^{-3}]	2588
Diâmetro [mm]	$N(0, 25; 0, 07)_{0,05}^{0,5}$

O aumento do arrasto viscoso, que pode ser expresso como a integral da tensão de cisalhamento sobre cada partícula, é devido ao aumento da tensão de cisalhamento. Espera-se portanto, que para maiores viscosidades o tempo de permanência das partículas seja reduzido, já que a força que as carrega é aumentada.

A Figura 6.28 representa o tempo de permanência das partículas na região dos cones em função da viscosidade. Para os dois sentidos de bombeio, percebe-se a diminuição do tempo com o aumento da viscosidade. No entanto, para $\mu_F = 20 cP$, verifica-se que o tempo é menor do que quando $\mu_F = 30 cP$. O comportamento pode indicar uma relação não linear entre as variáveis e mais testes são necessários para um conclusão plausível. Como a velocidade do escoamento

praticamente não se altera na região dos cones (vide Figura 6.14), o aumento do arrasto ocasiona a redução da velocidade médias das partículas. O comportamento pode ser verificado na Figura 6.29.

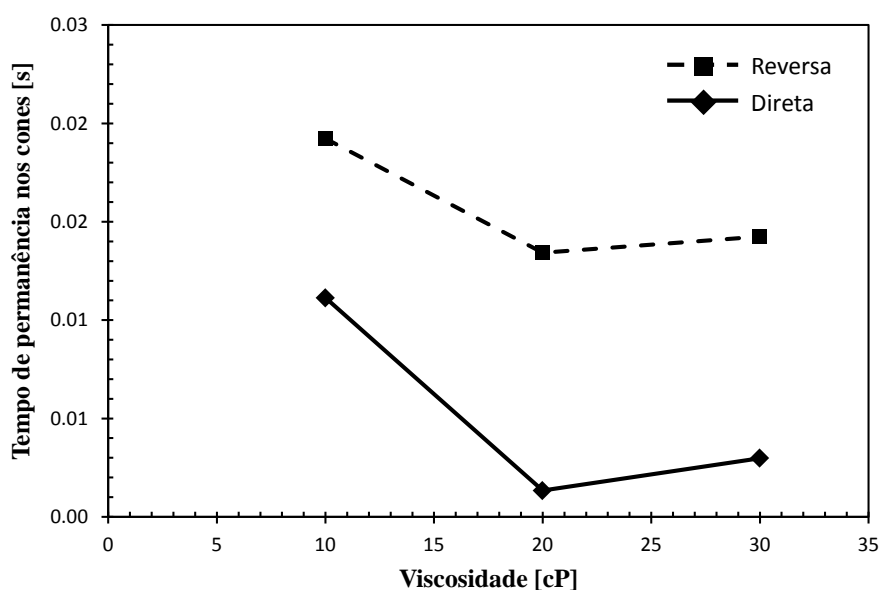


Figura 6.28 – Influência da viscosidade do fluido sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones

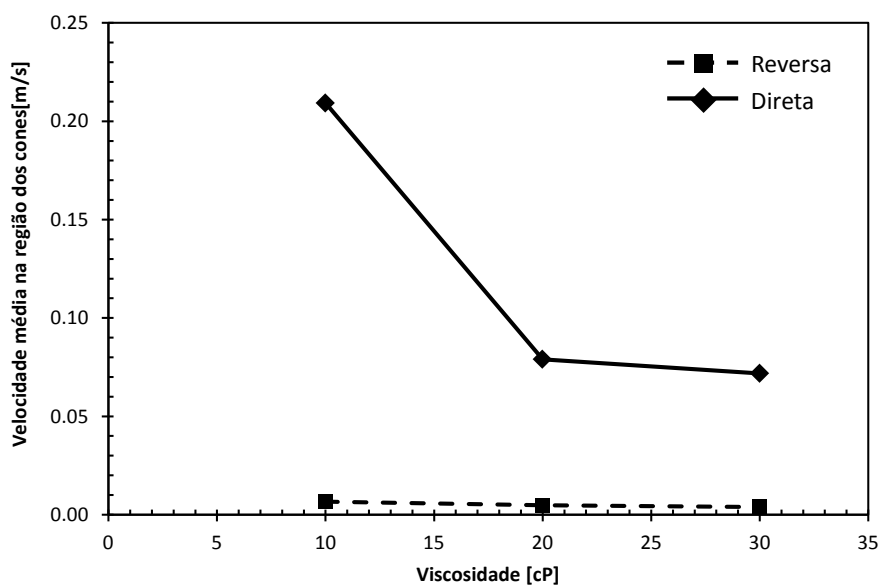


Figura 6.29 – Influência da viscosidade do fluido sobre a velocidade média das partículas na região dos cones

6.2.5 Rotação da coluna de perfuração

Para avaliar a influência velocidade de rotação da coluna de perfuração, utilizaram-se os parâmetros operacionais descritos pela Tabela 6.9.

Conforme a velocidade de rotação da coluna de perfuração cresce, as partículas sentem o aumento da inércia, o que as leva para mais perto das paredes. Estando mais próximas à parede, encontram regiões de baixas velocidades e portanto espera-se que o tempo de permanência na região dos cones aumente. De acordo com a Figura 6.30, o comportamento descrito pode ser verificado para os dois sentidos de bombeio.

Tabela 6.9 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da velocidade de rotação da coluna de perfuração

Parâmetro	Direta / Reversa
Massa específica do fluido [kgm^{-3}]	1200
Viscosidade dinâmica [cP]	30
Rotação [rpm]	20-50
Vazão de fluido [gpm]	200
Vazão mássica de sólido [$kg s^{-1}$]	0,07895
Massa específica da fase sólida [kgm^{-3}]	2588
Diâmetro [mm]	$N(0, 25; 0, 07)_{0,05}^{0,5}$

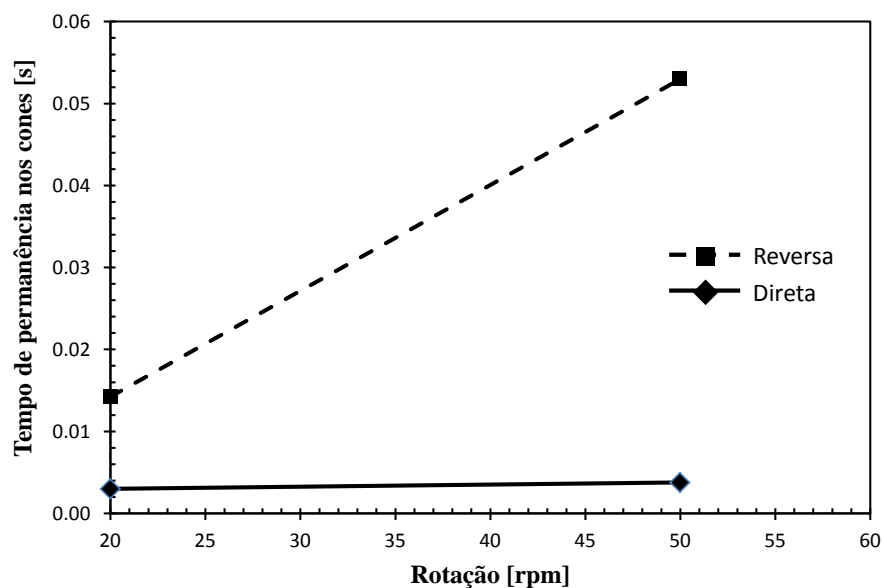


Figura 6.30 – Influência da viscosidade do fluido sobre o tempo de residência das partículas na região dos cones

Embora o tempo de permanência aumente, de acordo com a Figura 6.18, a velocidade média das partículas também aumenta, devido ao acréscimo do termo tangencial.

Para a circulação reversa, a rotação da coluna de perfuração ainda apresenta um papel importante no transporte dos cascalhos até a superfície. Estando dentro da coluna de perfuração durante perfurações horizontais, a coluna de perfuração emprega um papel semelhante ao de uma betoneira, impedindo que o cascalho se acumule na parede, o que dificulta o trabalho do fluido de perfuração.

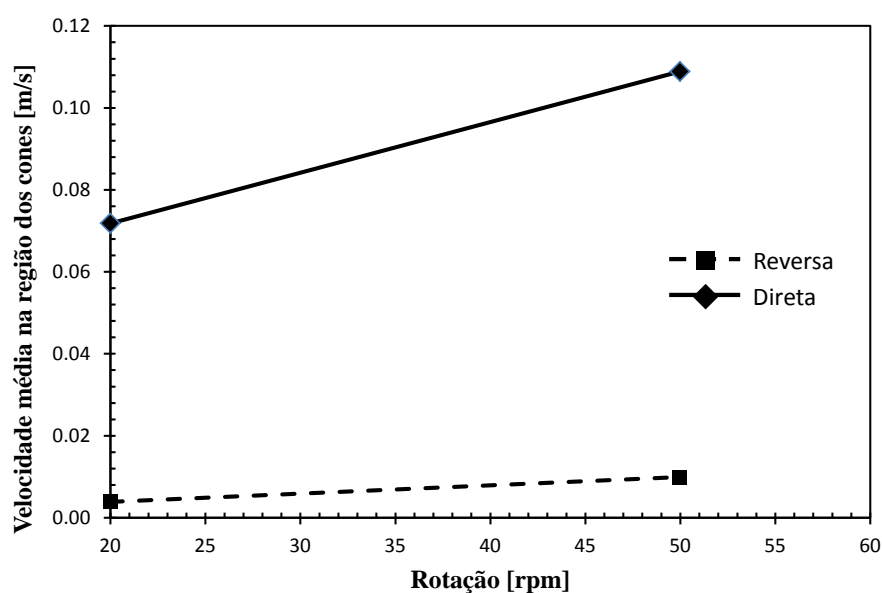


Figura 6.31 – Influência da viscosidade do fluido sobre a velocidade média das partículas na região dos cones

6.2.6 Massa específica das partículas

Para avaliar a influência massa específica das partículas, utilizaram-se os parâmetros operacionais descritos pela Tabela 6.10.

Tabela 6.10 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência da massa específica das partículas

Parâmetro	Direta
Massa específica do fluido [kgm^{-3}]	1200
Viscosidade dinâmica [cP]	30
Rotação [rpm]	20
Vazão de fluido [gpm]	200
Vazão mássica de sólido [$kg s^{-1}$]	0,07895
Massa específica das partículas [kgm^{-3}]	1294-2588-5176
Diâmetro [mm]	$N(0, 25; 0, 07)_{0,05}^{0,5}$

A influência da massa específica e tamanho das partículas é um dos parâmetros mais importantes a serem analisados visto que é uma variável que não pode ser controlada durante o processo de perfuração, estando sujeita as propriedades geológicas da formação rochosa.

O aumento de ρ_P mantendo-se constante o valor de ρ_F , torna as partículas mais pesadas sem que haja alteração no arrasto aerodinâmico. Ainda, aumentado a massa das partículas, tem-se o aumento de sua inércia, o que acentuaria fenômenos de desgaste relacionados à erosão uma vez que as partículas são menos freadas antes de colidirem contra as paredes.

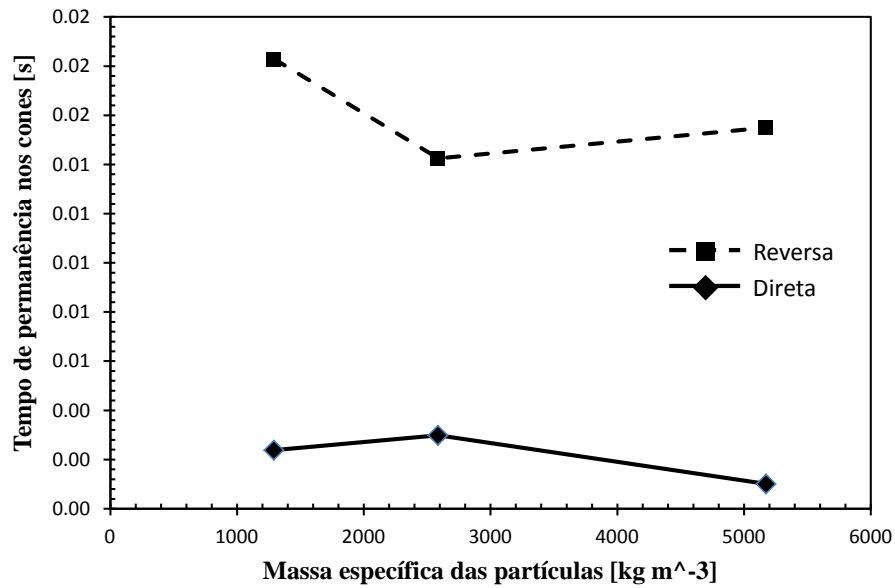


Figura 6.32 – Influência da massa específica do cascalho sobre o tempo médio de permanência na região dos cones

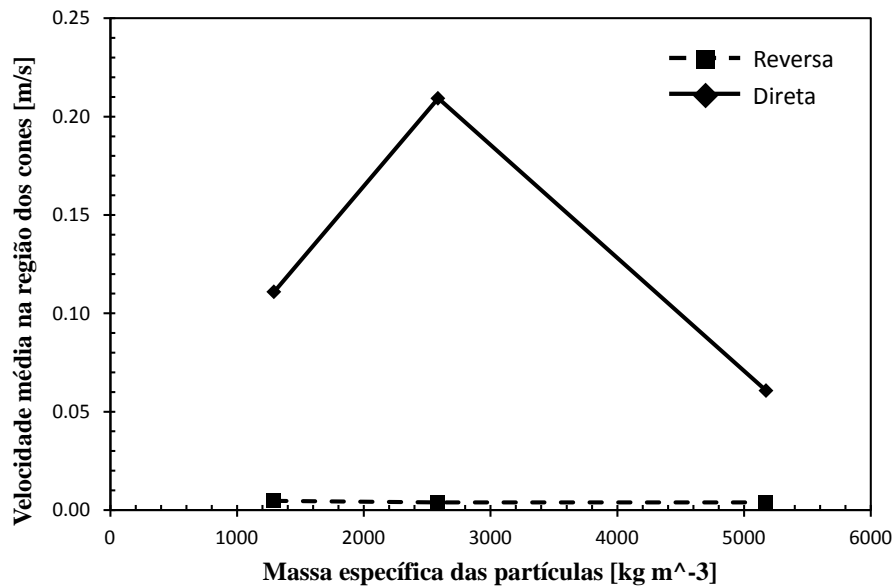


Figura 6.33 – Influência da massa específica do cascalho sobre a velocidade média na região dos cones

6.2.7 Tamanho das partículas

Para avaliar a influência do tamanho das partículas, utilizaram-se os parâmetros operacionais descritos pela Tabela 6.11. O diâmetro do cascalho segue uma distribuição normal de tamanhos.

O aumento do tamanho das partículas sem alteração em sua massa específica gera um efeito combinado entre o aumento do peso das partículas e o aumento do arrasto aerodinâmico. Para a circulação reversa, onde têm-se baixas velocidades na região dos cones, nota-se que o efeito que predomina é o da redução do empuxo e consequente aumento do tempo de permanência na região dos cones, tal como ilustra a Figura 6.34. Já para a circulação direta, devido à ação dos jatos,

Tabela 6.11 – Parâmetros utilizados para a avaliação da influência do diâmetro do cascalho

Parâmetro	Direta / Reversa
Massa específica do fluido [kgm^{-3}]	1200
Viscosidade dinâmica [cP]	30
Rotação [rpm]	20
Vazão de fluido [gpm]	200
Vazão mássica de sólido [$kg s^{-1}$]	0.07895
Massa específica da fase sólida [kgm^{-3}]	2588
	$N(0, 25; 0, 07)_{0,05}^{0,5}$
Diâmetro [mm]	$N(0, 5; 0, 14)_{0,1}^1$
	$N(1; 0, 28)_{0,2}^2$

verifica-se o efeito contrário e o aumento do diâmetro contribui para a remoção das partículas da região dos cones, havendo então a diminuição do tempo de permanência.

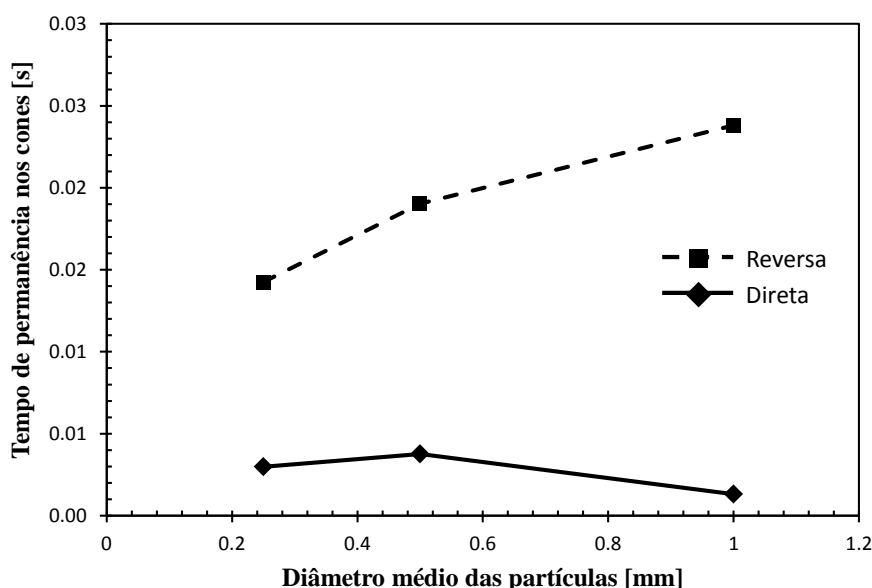


Figura 6.34 – Influência do diâmetro médio do cascalho sobre o tempo médio de permanência na região dos cones

Na Figura 6.35, mostra-se a influência do diâmetro sobre a velocidade das partículas na região dos cones. Para os dois sentidos de bombeio, maiores diâmetros implicam em menores velocidades médias.

6.3 Aprimoramento geométrico da broca

Os resultados apontaram que brocas do tipo tricônica não se adequam para a operação em bombeio reverso, uma vez que os bocais encontram-se muito distantes do fundo do poço, onde o escoamento apresenta dificuldades para realizar a limpeza.

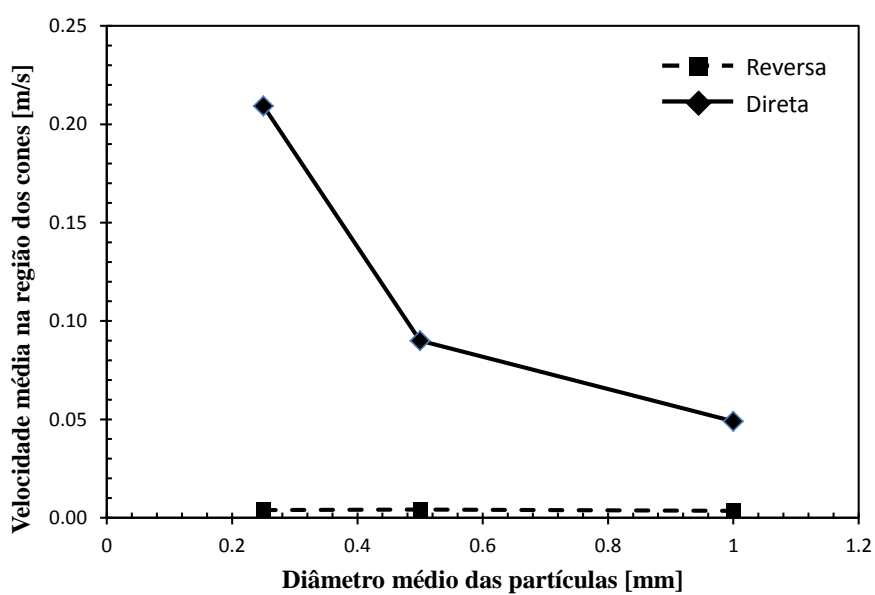


Figura 6.35 – Influência do diâmetro médio do cascalho sobre a velocidade média na região dos cones

A trajetória preferencial das partículas para a circulação reversa, de acordo com a Figura 6.26, é ser levada até o centro da geometria e então carregada no sentido ascendente. Dito isso, é possível perceber que brocas do tipo PDC são mais adequadas para operar em circulação reversa, pois sua geometria se adéqua ao comportamento preferencial das partículas.

Ainda de acordo com os resultados apresentados, uma possível geometria otimizada seria concebida ao adicionar um furo central a uma broca do tipo PDC.

6.4 Fechamento dos resultados

Os resultados encontrados são sumarizados nas Tabelas 6.12 e 6.13. Os parâmetros investigados são listados e a sua influência é representada de forma qualitativa. Nas tabelas, ↑ significa o aumento, ↓ a diminuição, \cong pouco ou nada influência e \updownarrow indica comportamento incerto da variável.

Tabela 6.12 – Resultados sem a presença de partículas

↑	Força		Queda de pressão		Velocidade média		Tensão média	
	Direta	Reversa	Direta	Reversa	Direta	Reversa	Direta	Reversa
Vazão	↑	↑	↑	↑	↑	↑	↑	↑
ρ_F	↑	↑	↑	↑	\cong	\cong	↑	↑
μ	↑	↑	↑	↑	\cong	\cong	↑	↑
Rotação	\cong	\cong	\cong	\cong	\cong	↑	\cong	↑

Tabela 6.13 – Resultados com a presença de partículas sólidas

↑	Tempo de permanência		Velocidade média	
	Direta	Reversa	Direta	Reversa
Vazão	↓	↓	↑	↑
ρ_F	↓	\updownarrow	\updownarrow	↑
μ	↓	↓	↓	↓
Rotação	↑	↑	↑	↑
ρ_P	$\downarrow\uparrow$	$\downarrow\uparrow$	\updownarrow	↓
$\overline{D_P}$	↓	↑	↓	↓

7 CONSIDERAÇÕES FINAIS

7.1 Conclusões

O presente trabalho investigou a dinâmica do escoamento turbulento de um fluido newtoniano com a presença de partículas sólidas através de uma broca tricônica. O acoplamento entre fases foi modelado segundo uma abordagem de uma-via.

A modelagem sem a presença de partículas sólidas foi verificada com auxílio do trabalho apresentado por Rothe e Pfitzer (1997) e a abordagem segundo acoplamento de uma via foi verificada com auxílio dos trabalhos apresentados por Mordant e Pinton (2000) e Gondret, Lance e Petit (2002).

Os resultados foram divididos em duas etapas a fim de compreender a dinâmica do escoamento com e sem a presença da fase dispersa. Na primeira parte, verificou-se a influência da vazão de bombeio, da massa específica e da viscosidade dinâmica do fluido e da rotação da coluna de perfuração sobre a força no fundo do poço, a queda de pressão, a velocidade média do escoamento na região dos cones da broca e a tensão de cisalhamento nos cones. Na segunda parte, foram introduzidas as partículas para a avaliação da dinâmica do escoamento da fase sólida em função dos mesmos parâmetros operacionais e de suas propriedades, como massa específica e diâmetro médio. Os resultados são sumarizados nas Tabelas 6.12 e 6.13.

A partir dos resultados foi possível analisar a influência dos parâmetros sobre a dinâmica do escoamento através da geometria utilizada e atingir os objetivos propostos.

A circulação direta se mostrou mais eficaz na limpeza do poço, apresentando menores tempos de remoção e maiores velocidades médias na região dos cones. Embora as maiores velocidades impliquem em maiores desgastes por erosão, a remoção com rapidez evita que as partículas sejam reprocessadas pelos cones e contribuam para a redução da vida útil da broca. A circulação reversa apresentou uma série de deficiências na limpeza do poço e remoção das partículas. A causa raiz para o problema é a distância dos bocais até a superfície de injeção das partículas. As baixas quantidades de movimento na região dos cones dificultam o carregamento das partículas até a região dos bocais, onde as partículas são sugadas para dentro da broca. Durante o carregamento das partículas até a superfície, a circulação reversa se sobressai devido às maiores velocidades encontradas dentro da coluna de perfuração. Se utilizada a geometria adequada, fazendo com as partículas sejam rapidamente carregadas para dentro da broca, a circulação reversa se torna vantajosa, exigindo menores vazões de bombeio e portanto menor capacidade instalada.

O padrão de escoamento sólido-líquido indicou que uma broca com características dos modelos PDC é mais adequada para operar com bombeio reverso e que a adição de um furo central contribuiria para o carregamento das partículas para o interior da broca.

7.2 Sugestões para trabalhos futuros

Para entender melhor a dinâmica do escoamento sólido-líquido utilizando bombeio reverso, recomenda-se:

- Utilizar um modelo de broca PDC, modelo adequado para operar com bombeio reverso.
- Realizar a modelagem do escoamento sólido-líquido segundo uma abordagem lagrangiana com acoplamento de 4-vias, permitindo que fenômenos como o empacotamento de partículas na região de corte da broca e a tensão exercida nessa região devido à presença das partículas sejam considerados. Ao fazê-lo, será possível investigar situações limite como o travamento da broca e ainda modelar a taxa de desgaste por abrasão entre 3 corpos.
- Investigar o escoamento horizontal, em que a circulação reversa se mostra vantajosa pela influência da rotação da coluna de perfuração, impedindo a formação de leito de cascalho.
- Relaxar a hipótese de paredes lisas e modelar atrito entre partícula e paredes.
- Estudar a dinâmica do escoamento líquido-sólido com fluido não newtoniano em regime laminar.
- Estudar, experimentalmente, a dinâmica do escoamento líquido-sólido para altos valores de Reynolds com fluido não newtoniano. O estudo experimental possibilita ainda utilização de partículas não esféricas, mais condizentes com a realidade.
- Realizar um estudo de otimização geométrica da broca, visando redução da perda de carga e maximização da quantidade de movimento no fundo do poço.

7.3 Produtos do projeto

DAROZ, V.; FRANCO, A. T.; MANEIRA, E. L. Numerical investigation of direct and reverse drilling techniques in oil well drilling. Encontro Nacional de Hidráulica de Perfuração, 2015.

Referências

- ANDERSSON, B.; ANDERSSON, R.; HÅKANSSON, L.; MORTENSEN, M.; SUDIYO, R.; WACHEM, B. V. *Computational fluid dynamics for engineers*. [S.l.]: Cambridge University Press, 2011.
- ANSYS, I. Release 15.0. *ANSYS CFX-Solver Modeling Guide*, ANSYS, 2014.
- ANSYS, I. Release 15.0. *ANSYS CFX-Solver Theory Guide*, ANSYS, 2014.
- BHUSHAN, B. *Introduction to tribology*. [S.l.]: John Wiley & Sons, 2013.
- BOURGOYNE, A. T.; MILLHEIM, K. K.; CHENEVERT, M. E.; YOUNG, F. *Applied drilling engineering*. [S.l.]: Society of Petroleum Engineering of AIME [ie Society of Petroleum Engineers of AIME], 1986.
- CLIP, R.; GRACE, J.; WEBER, M. Bubbles, drops, and particles. 1978.
- ESCUDIER, M.; GOULDSON, I.; OLIVEIRA, P.; PINHO, F. Effects of inner cylinder rotation on laminar flow of a newtonian fluid through an eccentric annulus. *International Journal of heat and fluid flow*, Elsevier, v. 21, n. 1, p. 92–103, 2000.
- FIGUEIREDO, L. M. Trabalho de Conclusão de Curso, *Investigação numérica da força de impacto e do coeficiente de descarga em bocais ejetores de brocas de perfuração*. 2014.
- GONDRET, P.; LANCE, M.; PETIT, L. Bouncing motion of spherical particles in fluids. *Physics of Fluids (1994-present)*, AIP Publishing, v. 14, n. 2, p. 643–652, 2002.
- GRANT, A. An introduction to reverse circulation drilling. *Talking Technically*, 2014.
- GUPTA, A.; CHATTOPADHYAYA, S.; HLOCH, S. Critical investigation of wear behaviour of wc drill bit buttons. *Rock mechanics and rock engineering*, Springer, v. 46, n. 1, p. 169–177, 2013.
- HUTCHINGS, I. M. *Tribology: friction and wear of engineering materials*. Butterworth-Heinemann Ltd, 1992.
- KOESSETZER, L.; FONTES, C. E. Análise do uso de brocas de perfuração em fluxo reverso. 2008.
- LOTH, E. *Particles, drops and bubbles: Fluid dynamics and numerical methods*. [S.l.]: University of Illinois at Urbana-Champaign & University of Virginia. Book Draft for Cambridge University Press. Available on (May 7, 2010): <http://www.ae.illinois.edu/loth/CUP/Loth.htm>. [Links], 2010.
- MALISKA, C. R. *Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional: fundamentos e coordenadas generalizadas*. [S.l.]: Livros Técnicos e Científicos, 1994.
- MANEIRA, E. L. Trabalho de Conclusão de Curso, *Estudo da hidráulica de perfuração de poços - efeitos de parâmetros do processo de perfuração*. 2013.
- MORDANT, N.; PINTON, J.-F. Velocity measurement of a settling sphere. *The European Physical Journal B-Condensed Matter and Complex Systems*, Springer, v. 18, n. 2, p. 343–352, 2000.
- PLÁCIDO, J. C. R.; PINHO, R. Brocas de perfuração de poços de petróleo. *Apostila não publicada*, 2009.
- POPE, S. B. *Turbulent flows*. [S.l.]: Cambridge university press, 2000.
- REGALLA, S. d. A. P. Correlação entre tipos de brocas, taxas de penetração e formações rochosas. 2011.

- REYNOLDS, O. On the dynamical theory of incompressible viscous fluids and the determination of the criterion. *Proceedings of the Royal Society of London*, The Royal Society, v. 56, n. 336-339, p. 40–45, 1894.
- ROTHER, T.; PFITZER, H. The influence of rotation on turbulent flow and heat transfer in an annulus between independently rotating tubes. *Heat and mass transfer*, Springer, v. 32, n. 5, p. 353–364, 1997.
- SANSONI, U. *Avaliação por simulação computacional da circulação reversa na perfuração de poços de petróleo*. Dissertação (Dissertação de Mestrado), 2005.
- SCHLICHTING, H.; GERSTEN, K.; GERSTEN, K. *Boundary-layer theory*. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 2000.
- SIGINER, D. A.; BAKHTIYAROV, S. I. Flow of drilling fluids in eccentric annuli. *Journal of non-newtonian fluid mechanics*, Elsevier, v. 78, n. 2, p. 119–132, 1998.
- STROBEL, H. Gersten, k.; herwig, h., strömungsmechanik. grundlagen der impuls-, warme-und stoffübertragung aus asymptotischer sicht. braunschweig/wiesbaden, vieweg 1992. xvi, 854 s., 154 abb., 58 tab., dm 198.-isbn 3-528-06472-2 (grundlagen und fortschritte der ingenieurwissenschaften). *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, Wiley Online Library, v. 74, n. 7, p. 378, 1992.
- TENNEKES, H.; LUMLEY, J. L. *A first course in turbulence*. [S.l.]: MIT press, 1972.
- THOMAS, J. E. *Fundamentos de engenharia de petróleo*. [S.l.]: Interciência, 2001.
- TORRES, F. *Perfuração com circulação reversa*. 2013.
- VERSTEEG, H.; MALALASEKERA, W. *An Introduction to Computational Dynamics: The Finite Volume Method*. [S.l.]: Prentice Hill, 2007.
- WHITE, A. Flow of a fluid in an axially rotating pipe. *Journal of Mechanical Engineering Science*, SAGE Publications, v. 6, n. 1, p. 47–52, 1964.
- WILCOX, D. C. Reassessment of the scale-determining equation for advanced turbulence models. *AIAA journal*, v. 26, n. 11, p. 1299–1310, 1988.
- WILCOX, D. C. *Turbulence Modeling for CFD (Third Edition)*. 3rd. ed. [S.l.]: Dcw Industries, Incorporated, 2006.
- ZHU, H.; YU, A. Steady-state granular flow in a three-dimensional cylindrical hopper with flat bottom: microscopic analysis. *Journal of Physics D: Applied Physics*, IOP Publishing, v. 37, n. 10, p. 1497, 2004.
- ZHU, H.; ZHOU, Z.; YANG, R.; YU, A. Discrete particle simulation of particulate systems: theoretical developments. *Chemical Engineering Science*, Elsevier, v. 62, n. 13, p. 3378–3396, 2007.
- ZHU, H.; ZHOU, Z.; YANG, R.; YU, A. Discrete particle simulation of particulate systems: a review of major applications and findings. *Chemical Engineering Science*, Elsevier, v. 63, n. 23, p. 5728–5770, 2008.