

**UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO UNIVERSITÁRIO NORTE DO ESPIRITO SANTO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENERGIA**

RAFAEL MANACHE FACURI

**ESTUDO DO ESCOAMENTO LAMINAR SÓLIDO-LÍQUIDO EM
ANULAR EXCÊNTRICO EMPREGANDO A TÉCNICA DE DINÂMICA
DE FLUIDOS COMPUTACIONAL**

São Mateus

2014

RAFAEL MANACHE FACURI

**ESTUDO DO ESCOAMENTO LAMINAR SÓLIDO-LÍQUIDO EM
ANULAR EXCÊNTRICO EMPREGANDO A TÉCNICA DE DINÂMICA
DE FLUIDOS COMPUTACIONAL**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Centro Universitário Norte do Espírito Santo da Universidade Federal do Espírito Santo como requisito final para obtenção do título de Mestre em Energia.

Orientador: Prof. Dr. Fabio de Assis Ressel Pereira.

Co-orientador: Prof. Dr. Daniel da Cunha Ribeiro

São Mateus

2014

Dados Internacionais de Catalogação-na-publicação (CIP)
(Biblioteca Central da Universidade Federal do Espírito Santo, ES, Brasil)

F143e Facuri, Rafael Manache, 1982-
Estudo do escoamento laminar sólido-líquido em anular
excêntrico empregando a técnica de dinâmica de fluidos
computacional / Rafael Manache Facuri. – 2014.
219 f. : il.

Orientador: Fabio de Assis Ressel Pereira
Coorientador: Daniel da Cunha Ribeiro
Dissertação (Mestrado em Energia) – Universidade Federal do
Espírito Santo, Centro Universitário Norte do Espírito Santo.

1. Fluidodinâmica computacional. 2. Escoamento multifásico. I.
Pereira, Fabio de Assis Ressel. II. Ribeiro, Daniel da Cunha. III.
Universidade Federal do Espírito Santo. Centro Universitário
Norte do Espírito Santo. IV. Título.

CDU: 620.9

ESTUDO DO ESCOAMENTO LAMINAR SÓLIDO- LÍQUIDO EM ANULAR EXCÊNTRICO EMPREGANDO A TÉCNICA DE DINÂMICA DE FLUIDOS COMPUTACIONAL

RAFAEL MANACHE FACURI

Dissertação apresentada à Universidade Federal do Espírito Santo, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Energia, para obtenção do título de Mestre em Energia.

Aprovada: 15/12/2014.



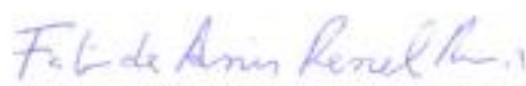
Prof. Dr. Renato do Nascimento
Siqueira
Instituto Federal do Espírito Santo



Prof. Dr. Oldrich Joel Romero
Universidade Federal do Espírito Santo



Prof. Dr. Daniel da Cunha Ribeiro
Universidade Federal do Espírito Santo
(Co-orientador)



Prof. Dr. Fabio de Assis Ressel Pereira
Universidade Federal do Espírito Santo
Orientador

A minha esposa, Lívia Facuri, e a minha mãe, Deise Mignella, que sempre me apoiaram nos desafios da vida.

"Uma jornada de mil milhas deve começar
com um simples passo."

William Arthur Ward

AGRADECIMENTOS

À Deus, pela vida.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Fábio de Assis Ressel Pereira, por todo suporte e apoio para a elaboração deste trabalho e por me proporcionar esta oportunidade de crescimento profissional.

Ao Prof. Dr. Daniel da Cunha Ribeiro, meu co-orientador neste trabalho, pelo suporte técnico-acadêmico, em especial com sua grande experiência na técnica de dinâmica de fluidos computacional.

Aos membros da banca examinadora, Prof. Dr. Oldrich Joel Romero, pelas contribuições para o aprimoramento deste trabalho, e em especial ao Prof. Dr. Renato do Nascimento Siqueira, por ter aceitado o convite de participar como membro externo.

À minha esposa, prof. Dra. Lívia Facuri, por ser meu exemplo de dedicação, esforço e perseverança.

À minha família, especialmente a minha mãe, pelo incentivo para prosseguir com meu mestrado e ao meu pai, que sempre, através de seu exemplo, me inspirou a buscar meus objetivos.

RESUMO

Técnicas de exploração como poços horizontais, para aumentar a eficiência de produção, têm sido praticadas, porém isso traz um cenário desafiador para a operação, o que inclui o transporte de cascalhos durante a perfuração do poço. Diversos parâmetros afetam a eficiência desse transporte, incluídos, principalmente, nas propriedades do fluido de perfuração e nas características do sistema de perfuração. Além da ampla gama de parâmetros, e suas interações, o que dificulta os estudos deste tema, as condições reais às quais estas variáveis se aplicam como altas temperaturas a pressão, torna o desafio ainda mais complexo, pois essas condições nem sempre são reproduzíveis em unidades experimentais. Nesse sentido, buscou-se modelar, através da técnica de CFD (*Computational Fluid Dynamics*), o fenômeno multifásico de transporte dos cascalhos pelo fluido de perfuração. O modelo computacional foi baseado na abordagem Euleriana Granular para simulação do escoamento multifásico sólido-líquido em regime laminar, sendo seu desempenho avaliado a partir dos dados experimentais de Yu *et al.* (2007). Com esse modelo, analisou-se a fluidodinâmica do escoamento para um fluido não-Newtoniano tipo plástico de Bingham em uma coluna horizontal com excentricidade de 13,74 mm (*offset*), abordando os efeitos da vazão do fluido, da rotação da coluna e da taxa de penetração na eficiência do transporte dos cascalhos utilizando o planejamento experimental do tipo composto central de 16 ensaios. A comparação dos resultados experimentais de Yu *et al.* (2007) e do modelo mostrou boa concordância, com desvios médios de |6,6%|. Posto isso, foi possível elucidar a ordem de grandeza dos efeitos das variáveis sobre a concentração de cascalhos e a queda de pressão, com destaque para o efeito potencializador da rotação da coluna na eficiência da limpeza do poço e o importante efeito da vazão na queda de pressão. Entretanto, a vazão apresentou insignificante efeito sobre a concentração de cascalhos, mostrando que dentro da faixa do escoamento laminar estudada, a eficiência da limpeza do poço é pouco afetada da vazão do fluido de perfuração. Os resultados das simulações numéricas corroboraram com os resultados encontrados na literatura.

Palavras-chave: CFD, escoamento multifásico, modelo Euleriano Granular, limpeza de poço

ABSTRACT

Exploration techniques such as horizontal wells to increase production efficiency have been practiced but it brings a challenging scenario for the operation, which includes the transport of cuttings during the drilling operation. Several parameters affect the efficiency of the transport including mainly properties of the drilling fluid and the characteristics of the drilling system. Besides the wide range of variables, and their interactions, which affects this efficiency and makes this study difficult, the real conditions in which these variables are applied as high temperature and pressure, it makes the challenge even more complex, especially because these conditions are not always possible to be reproduced in experimental units. In this sense the multiphase flow phenomenon of carrying cuttings by the drilling fluid was modeled through the technique of CFD (Computational Fluid Dynamics). The computational model was based on the Eulerian Granular approach for simulating the solid-liquid multiphase flow in a laminar regime and the model was validated by the experimental data from Yu *et al.* (2007). With this model the fluid dynamics of a non-Newtonian fluid Bingham plastic was analyzed in a horizontal column with eccentricity of 13.74 mm (offset) studying the effects of the drilling fluid flow, the drilling pipe rotation and penetration rate in the efficiency of cuttings removal, using central composite design with 16 runs. The comparison of the experimental results of Yu *et al.* (2007) and the model showed good agreement with average deviations of [6.6%]. That said, it was possible to elucidate the order of magnitude of the effects of the variables on the cutting removal and the pressure drop, giving special attention for the maximizing effect of drilling pipe rotation on the hole cleaning efficiency and for the important effect of fluid flow on the pressure drop. However, the flow had insignificant effect on the cuttings concentration, showing that within the tested range of laminar flow, the hole cleaning efficiency is little affected by flow of the drilling fluid. The results of the numerical simulations agreed with the results found in the literature.

Keywords: CFD, multiphase flow, Eulerian Granular model, hole cleaning

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Descrição esquemática das diversas fases da perfuração de poços. Fonte: THOMAS (2001).	27
Figura 2 – Sistema de circulação de um fluido de perfuração.....	28
Figura 3 – Efeito da taxa de cisalhamento na viscosidade efetiva em um fluido não-Newtoniano. Fonte: Adaptado de MI-SWACO (2001).	34
Figura 4 – Representação esquemática da classificação de fluidos.	35
Figura 5 – Comparação do comportamento de três modelos reológicos.	39
Figura 6 – Tipos de fluidos não-Newtonianos independentes do tempo. Fonte: Adaptado de Chhabra e Richardson (1999).	40
Figura 7 – Calculo do regime de escoamento em função do Reynolds Crítica e do número de Hedstrom. Fonte: Adaptado de Bourgoyne et al. (1991)	43
Figura 8 – Limites de regime de escoamento com presença de um regime de transição notório. Fonte: Gonçalves (2008).....	44
Figura 15 – Perfil de escoamento anular de um fluido Newtoniano em regime laminar.	46
Figura 10 – Padrões de escoamento gás/líquido em fluxo ascendente vertical através de um tubo anular concêntrico. Fonte: Adaptado de Brill e Mukherjee (1999).	49
Figura 11 – Três principais formas de dissipação de energia dentro de um fluxo granular: cinética, cinética + colisão e friccional.....	51
Figura 12 – Principais regimes de escoamento para o transporte sólido / líquido. De cima para baixo: a taxa média de fluxo está diminuindo. Fonte: Adaptado de Peysson (2004).	52
Figura 13 – Esquema de regimes de escoamento com formação de leito de sólidos.	53
Figura 14 – Esquema de regimes de escoamento por saltação. Fonte: Adaptado de Peysson (2004).	54
Figura 15 – Esquema de regimes de escoamento para diferentes tipos de fluidos. Fonte: Adaptado de Peysson (2004).	54
Figura 16 – Variáveis chave que controlam o transporte de cascalhos.	56
Figura 17 – Sistema hydroclean instalado na coluna de perfuração para melhorar a eficiência de remoção de cascalhos. Fonte: Vallourec Group (2012)	65
Figura 18 – Esquema dos principais elementos na modelagem CFD. Fonte: Adaptado de Tu, Yeoh e Liu (2008).	70

Figura 19 – Malha Multibloco estruturada utilizando conexão ponto a ponto. Fonte: Duarte (2006).	72
Figura 20 – Malha não-estruturada composta de elementos triangulares e tetraédricos. Fonte: Duarte (2006).	73
Figura 21 – Malha híbrida. Fonte: STANFORD UNIVERSITY (2012)	74
Figura 22 – Representação de uma malha estruturada para o método de volumes finitos. Fonte: Tu, Yeoh e Liu (2008).	76
Figura 23 – Sistema experimental de fluxo em loop utilizado por Yu et al. (2007) ..	105
Figura 24 – Geometria anular conforme unidade experimental de Yu et al. (2007): (a) vista lateral e (b) vista frontal com excentricidade 13,74 mm offset	107
Figura 25 – Direção dos perfis x e y	113
Figura 26 – Teste de independência de malhas: (a) queda de pressão entre as seções 8,8 m e 15,4 m; (b) diferença percentual na queda de pressão com relação à Malha 4	116
Figura 27 – Teste de independência de malhas: (a) velocidade na seção 15,4 m; (b) diferença percentual da velocidade com relação à Malha 4.....	117
Figura 28 – Malha computacional tridimensional de um anular utilizada nas simulações: (a) vista lateral e (b) vista frontal com excentricidade 13,74 mm offset	118
Figura 29 – Comprimento de entrada sem injeção de sólidos (ROP = 0 m/h)	120
Figura 30 – Comprimento de entrada com injeção de sólidos	121
Figura 31 – Campo de velocidade no anular sem injeção de sólidos para (a) Caso 1 e 5 (34,1 m ³ /h; 0 rpm); (b) Caso 2 (22,7 m ³ /h; 80 rpm); (c) Caso 3 (34,1 m ³ /h; 80 rpm); (d) Caso 4 (45,4 m ³ /h; 0 rpm).....	122
Figura 32 – Campo de velocidade no anular com injeção de sólidos para (a) Caso 1 (6,1 m/h; 34,1 m ³ /h; 0 rpm); (b) Caso 2 (12,1, m/h; 22,7 m ³ /h; 80 rpm); (c) Caso 3 (12,1, m/h; 34,1 m ³ /h; 80 rpm); (d) Caso 4 (12,1, m/h; 45,4 m ³ /h; 0 rpm); (e) Caso 5 (12,1, m/h; 34,1 m ³ /h; 0 rpm).....	123
Figura 33 – Queda de pressão para os casos da Tabela 6 sem injeção de sólidos (ROP = 0 m/h)	124
Figura 34 – Queda de pressão para os casos da Tabela 6 com injeção de sólidos (ROP = 0 m/h).....	125
Figura 35 – Perfis de velocidade para o Caso 1 na direção (a) y e (b) x.....	126
Figura 36 – Perfis de velocidade para o Caso 3 na direção (a) y e (b) x.....	127
Figura 37 – Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 13 dado pela Tabela 12.	130

Figura 38 – Comprimento de entrada para os ensaios 13, 14 e 15 da Tabela 12, com taxa de penetração (ROP) nula e rotação constante.	131
Figura 39 – Comprimento de entrada para os ensaios 11, 12 e 15 da Tabela 12, com taxa de penetração (ROP) nula e vazão constante.	132
Figura 40 – Comprimento de entrada para os ensaios 9, 10 e 15 da Tabela 12, com rotação e vazão constantes.	133
Figura 41 – Comprimento de entrada para os ensaios 13, 14 e 15 da Tabela 12, com taxa de penetração e rotação constantes.	134
Figura 42 – Comprimento de entrada para os ensaios 11, 12 e 15 da Tabela 11, com taxa de penetração e vazão constantes.	135
Figura 43 – Contorno de velocidade em escoamento monofásico variando a vazão: (a) simulação 13 (14,9 m ³ /h); (b) simulação 14 (53,1 m ³ /h); (c) simulação 15 (34,1 m ³ /h).	136
Figura 44 – Contorno de velocidade variando a vazão com injeção de cascalhos: (a) simulação 13 (14,9 m ³ /h); (b) simulação 14 (53,1 m ³ /h); (c) simulação 15 (34,1 m ³ /h).	137
Figura 45 – Contorno de velocidade variando a rotação sem injeção de sólidos: (a) simulação 11 (6,4 rpm); (b) simulação 12 (73,9 rpm); (c) simulação 15 (40,0 rpm).	138
Figura 52 – Contorno de velocidade variando a rotação com injeção de cascalhos: (a) simulação 11 (6,4 rpm); (b) simulação 12 (73,9 rpm); (c) simulação 15 (40,0 rpm).	139
Figura 53 – Contorno de velocidade variando a taxa de penetração: (a) simulação 9 (4,0 m/h); (b) simulação 10 (14,3 m/h); (c) simulação 15 (9,2 m/h).	140
Figura 48 – Perfis de velocidade para a posição y conforme Figura 31 variando a vazão do fluido de perfuração: (a) simulação 13 (14,9 m ³ /h); (b) simulação 14 (53,1 m ³ /h); (c) simulação 15 (34,1 m ³ /h).	141
Figura 49 – Perfis de velocidade para a posição y conforme Figura 31 variando a rotação da coluna: (a) simulação 11 (6,4 rpm); (b) simulação 12 (73,9 rpm); (c) simulação 15 (40,0 rpm).	142
Figura 50 – Perfis de velocidade para a posição y conforme Figura 31 variando a taxa de penetração: (a) simulação 9 (4,0 m/h); (b) simulação 10 (14,3 m/h); (c) simulação 15 (9,2 m/h).	143
Figura 51 – Comportamento da vazão do fluido e a concentração de cascalhos no anular, mantidas rotação e taxa de penetração constantes.	144
Figura 52 – Concentração de cascalhos no anular variando a vazão: (a) simulação 13 (14,9 m ³ /h); (b) simulação 14 (53,1 m ³ /h); (c) simulação 15 (34,1 m ³ /h).	145
Figura 53 – Comportamento da vazão do fluido e a perda de carga, mantidas rotação e taxa de penetração constantes.	146

Figura 54 – Concentração de cascalhos no anular variando a taxa de penetração: (a) simulação 9 (4,0 m/h); (b) simulação 10 (14,3 m/h); (c) simulação 15 (9,2 m/h).....	147
Figura 55 – Comportamento da taxa de penetração e a concentração de cascalhos; mantidas vazão e rotação constantes.	148
Figura 56 – Comportamento da taxa de penetração e a queda de pressão; mantidas vazão e rotação constantes.....	149
Figura 57 – Concentração de cascalhos no anular variando a rotação da coluna de perfuração: (a) simulação 11 (6,4 rpm); (b) simulação 12 (73,9 rpm); (c) simulação 15 (40,0 rpm).....	150
Figura 58 – Comportamento da rotação da coluna e a concentração de cascalhos, mantidas vazão e taxa de penetração constantes.	151
Figura 59 – Comportamento da rotação da coluna e a perda de carga, mantidas vazão e taxa de penetração constantes.	152
Figura 60 – Dispositivos para perfuração horizontal: (a) tipo de centralizador de coluna; (b) tipo de aparato para causar excentricidade invertida (TERRY et al.,2005).	153
Figura 61 – Concentração de cascalhos no anular variando a geometria com base nas condições da simulação 11: (a) excêntrico; (b) concêntrico; (c) excêntrico invertido.....	154
Figura 62 – Superfície de resposta para vazão e rotação em $X_1=0,00$	157
Figura 63 – Superfície de resposta para vazão e taxa de penetração em $X_2=0,00$	157
Figura 64 – Superfície de resposta para rotação e taxa de penetração em $X_3=0,00$	158
Figura 65 – Superfície de resposta para vazão e taxa de penetração em $X_2=0,00$	160
Figura 66 – Superfície de resposta para vazão e rotação em $X_1=0,00$	160
Figura 67 – Superfície de resposta para taxa de penetração e rotação em $X_3=0,00$	161

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Análise experimental dos principais parâmetros de limpeza de poço	60
Tabela 2 – Dados do teste experimental de Yu <i>et al.</i> (2007)	105
Tabela 3 – Composição dos fluidos de Yu <i>et al.</i> (2007)	106
Tabela 4 – Malhas testadas no geradas para o teste de independência	108
Tabela 5 – Condições de contorno e parâmetros adotados nas simulações	109
Tabela 6 – Teste preliminar para avaliação do modelo frente os dados experimentais de Yu <i>et al.</i> (2007).....	110
Tabela 7 – Matriz de experimentos do planejamento composto central com α de rotabilidade 1,6818 e α de ortogonalidade 1,2872.	112
Tabela 8 – Configuração da unidade de simulação	114
Tabela 9 – Número de Reynolds para os fluidos e suas vazões.....	115
Tabela 10 – Número de Hedstrom para os fluidos e suas vazões	115
Tabela 11 – Resultados de concentração de cascalhos no anular obtidos na simulação em CFD.....	119
Tabela 12 – Efeitos das variáveis investigadas na resposta da queda de pressão e concentração de cascalhos	129
Tabela 13 – Parâmetros da regressão múltipla para a concentração de cascalhos	155
Tabela 14 – Parâmetros da regressão múltipla para a concentração de cascalhos com parâmetros insignificativos eliminados	156
Tabela 15 – Parâmetros da regressão múltipla para queda de pressão	159
Tabela 16 – Parâmetros da regressão múltipla para a queda de pressão com parâmetros insignificativos eliminados	159

LISTA DE SÍMBOLOS

F	força, (N)
t	tempo, (s)
v	velocidade, (m/s)
A	área superficial, (m ²)
A _A	constante da Equação 6, (-)
B _A	constante da Equação 6, (-)
T	temperatura, (K)
n	índice de comportamento para o modelo reológico de <i>Power-Law</i> , (-)
m	índice de consistência para o modelo <i>Power-Law</i> , (Pa.s)
k	constante com dimensão de tempo, (s)
P	constante adimensional para os modelos reológicos de Cross e Carreau
A _{rs} ,	parâmetro do modelo reológico de Robertson-Stiff
B _{rs}	parâmetro do modelo reológico de Robertson-Stiff
C _{rs}	parâmetro do modelo reológico de Robertson-Stiff
Re	número de Reynolds, (-)
D	diâmetro da tubulação, (m)
He	número de Hedstrom (-)
D _H	diâmetro hidráulico da tubulação, (m)
\bar{v}	velocidade média, (m/s)
D ₁	diâmetro interno do anular, (m)

D_2	diâmetro externo do anular, (m)
Re_c	número de Reynolds crítico, (-)
X_c	parâmetro de estabilidade, (-)
v_c	velocidade crítica, (m/s)
\dot{m}	taxa de transferência de massa, (kg/s)
\vec{v}_q	vetor velocidade para a fase q, (m/s)
V_s	volume da fase sólida, (m ³)
f	índice da fase fluida, (-)
s	índice da fase sólida, (-)
s_m	índice da fase sólida m, (-)
s_l	índice da fase sólida l, (-)
q	índice de fases geral, (-)
\vec{I}_{fs_m}	transferência de momento entre fase fluida e fase sólida, (N/m ³)
\bar{S}	tensor tensão, (Pa)
\vec{I}_{s_m,s_l}	transferência de momento na fase sólida, (N/m ³)
P_f	pressão na fase fluida, (Pa)
k_{fs_m}	coeficiente de troca de momento fluido-sólido, (kg/m ³ .s)
k_{s_m,s_l}	coeficiente de troca de momento sólido-sólido, (kg/m ³ .s)
C_D	coeficiente de arraste, (-)
e_{ss}	coeficiente de restituição, (-)
C_{fr}	coeficiente de fricção, (-)
$g_{0,ss}$	função distribuição radial, (-)

d_s	diâmetro da partícula, (m)
$\bar{\bar{D}}$	tensor taxa de deformação, (s^{-1})
$\bar{\bar{S}}^v$	tensor de tensões cinético-colisional ou viscoso, (Pa)
$\bar{\bar{S}}^f$	tensor de tensões friccional ou plástico, (Pa)
p^p	pressão ficcional, (Pa)
p^f	pressão cinético-colisional, (Pa)
E_{θ_s}	energia de flutuação, ($J/m^3 \cdot s$)
k_{θ_s}	coeficiente de difusão, ($J \cdot s/m^3$)
q_{θ_s}	fluxo de temperatura granular, ($J/m^2 \cdot s$)
C_c	concentração de sólidos no anular, (%)
A_{anular}	área do anular, (m^2)
ΔL	comprimento do anular, (m)
\dot{V}	vazão volumétrica, (m^3/s)
A_{broca}	área da broca, (m^2)
C_{c_i}	concentração de sólidos na injeção, (%)
m_s	Massa de sólidos no anular, (kg)

LETRAS GREGAS

μ	viscosidade dinâmica, (Pa.s)
ρ	densidade do fluido, (kg/m ³)
τ (σ)	tensão cisalhante, (Pa)
ν	viscosidade cinemática, (m ² /s)
$\dot{\gamma}$	taxa de cisalhamento (s ⁻¹)
μ_e	viscosidade efetiva, (Pa.s)
μ_0	viscosidade para taxa de deformação tendendo a zero, (Pa.s)
α_E	grau de comportamento pseudoplástico, (-)
$\tau_{\frac{1}{2}}$	tensão de cisalhamento quando a viscosidade efetiva tender a assumir a metade do valor inicial, (Pa)
μ_∞	viscosidade a altas taxas de cisalhamento, (Pa.s)
μ_p	viscosidade plástica, (Pa.s)
τ_0	tensão cisalhante inicial, (Pa)
τ_0^B	tensão residual do modelo reológico de Bingham, (Pa)
τ_{RS}	tensão de cisalhamento inicial de Robertson-Stiff, (Pa)
μ_a	viscosidade aparente, (Pa.s)
ε	fração volumétrica de sólidos, (-)
$\hat{\rho}_s$	densidade efetiva da fase sólida, (kg/m ³)
$\varepsilon_{s,max}$	fração volumétrica de sólidos no limite de empacotamento, (-)
$\varepsilon_{s,min}$	fração volumétrica de sólidos onde começa a tornar-se importante as influências friccionais, (-)
$\bar{\tau}$	tensor tensão, (Pa)

λ	viscosidade <i>bulk</i> , (Pa.s)
μ^f	viscosidade cisalhante friccional, (Pa.s)
μ^v	viscosidade cisalhante cinético colisional, (Pa.s)
μ^c	viscosidade cisalhante colisional, (Pa.s)
μ^k	viscosidade cisalhante cinética, (Pa.s)
Θ_s	temperatura granular, (m ² /s ²)
Φ_{Θ_s}	geração de energia de flutuação, (J/m ³ .s)
γ_{Θ_s}	perda de temperatura granular, (J/m ³ .s)

SUMÁRIO

DEDICATÓRIA	v
EPÍGRAFE	vi
AGRADECIMENTOS	vii
RESUMO	viii
LISTA DE FIGURAS	x
LISTA DE TABELAS	xii
LISTA DE SIMBOLOS	xv
LETRAS GREGAS	xviii
CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	23
1.1. Motivação pelo tema	23
1.2. Objetivos do trabalho	26
1.3. Organização da dissertação	26
CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	27
2.1. Revisão sobre os fluidos de perfuração.....	27
2.1.1. Fluidos de perfuração	27
2.1.2. Classificação dos fluidos de perfuração	29
2.2. Reologia de fluidos não-Newtoniano.....	33
2.3. Escoamento em dutos e a analogia para escoamento anular	41
2.3.1. Caracterização dos regimes de escoamento.....	41
2.3.2. Diâmetro hidráulico	45
2.4. Escoamento multifásico.....	48
2.4.1. Escoamento multifásico granular	49
2.5. Estado da arte na engenharia de fluidos de perfuração	55
2.5.1. Desempenho na limpeza do poço	55
2.5.2. Trabalhos técnicos aplicados à engenharia de fluidos de perfuração	58
2.5.2.1. Pesquisas experimentais sobre limpeza de poço	59
2.5.2.2. Simulações em CFD aplicadas à avaliação da limpeza de poço	64
2.5.2.3. Correlações teóricas e modelos aplicados à limpeza de poço	67
2.6. Modelagem computacional	69
2.6.1. Revisão sobre fluidodinâmica computacional CFD.....	69
2.6.1.1. Geração de malhas computacionais	71

2.6.1.2.	As malhas estruturadas	72
2.6.1.3.	As malhas não estruturadas	73
2.6.1.4.	As malhas híbridas	74
2.6.1.5.	Processamento para a solução numérica	75
2.6.2.	Modelagem dos fenômenos aplicados à limpeza de poço	78
2.6.2.1.	Tipos de modelo em escoamento multifásico	79
2.6.2.2.	Abordagem Euleriana	82
2.6.2.2.1.	Conservação das Propriedades em um Escoamento Multifásico e Equações Constitutivas	84
CAPÍTULO 3 - MATERIAIS E MÉTODOS		107
3.1.	Geometria Computacional e Teste de Independência de Malhas.....	107
3.2.	Parâmetros utilizados na modelagem e simulação.....	108
3.3.	Avaliação do desempenho do modelo	110
3.4.	Planejamento Experimental Computacional	111
3.5.	Pós Processamento	112
3.6.	Configuração do <i>Hardware</i> Computacional	113
CAPÍTULO 4 - RESULTADOS E DISCUSSÕES		115
4.1.	Verificação do Regime de Escoamento.....	115
4.2.	Testes preliminares.....	116
4.2.1.	Análise de independência de malha.....	116
4.2.2.	Fluidodinâmica do escoamento não-Newtoniano na geometria anular	118
4.2.2.1.	Avaliação do desempenho da modelagem e da estratégia de simulação	118
4.2.2.2.	Análise da Condição de Escoamento plenamente estabelecido	119
4.2.2.3.	Análise do Campo de Escoamento através de Contornos de Velocidade.....	121
4.2.2.4.	Perfil axial de queda de pressão.....	123
4.2.2.5.	Perfis de velocidade axial e tangencial	125
4.3.	Avaliação do planejamento experimental.....	128
4.3.1	Análise da Transiência do Escoamento Sólido-Líquido	129
4.3.2	Avaliação da fluidodinâmica do escoamento	130
4.3.2.1	Análise da Condição de Escoamento Plenamente Desenvolvido	130
4.3.2.2	Análise do Campo de Escoamento pelos Contornos de Velocidade.....	135
4.3.2.3	Determinação dos perfis de velocidade axial e tangencial	141
4.3.3	Estudo paramétrico das variáveis operacionais de limpeza de poço	143
4.3.3.1	Efeito da vazão	143

4.3.3.2	Efeito da taxa de penetração.....	146
4.3.3.3	Efeito da rotação da coluna de perfuração.....	149
4.3.3.4	Análise da superfície de resposta.....	155
CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES.....		162
5.1.	Principais conclusões.....	162
5.2.	Sugestões para trabalhos futuros.....	163
CAPÍTULO 6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....		164
APÊNDICE.....		180

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

1.1. Motivação pelo tema

A energia é um ingrediente essencial para o desenvolvimento, que, de acordo com Goldemberg (1998), é a principal aspiração dos países da América Latina, Ásia e África. O mesmo autor ainda ressalta que a importância da energia no desenvolvimento de um país pode ser observada analisando-se quatro principais indicadores sociais – taxa de analfabetismo, mortalidade infantil, expectativa de vida e taxa de fertilidade total – como uma função do consumo de energia comercial per capita, onde países com maior índice de desenvolvimento exibem maior consumo per capta de energia, como é o caso dos países do oeste Europeu e dos Estados Unidos.

O desenvolvimento de um país está condicionado, também, ao desenvolvimento e amadurecimento de seu mercado de trabalho, onde o setor industrial tem essencial importância. Para que isto ocorra, é necessário que haja disponibilidade de energia, a um custo competitivo, para o seu desenvolvimento.

Segundo Vichi e Mansor (2009), o panorama mundial está mudando muito rápido, por motivos ligados a três das grandes preocupações da humanidade nesse início de século XXI: meio ambiente, energia e economia global. Apesar dessas três preocupações parecerem distintas, na realidade, estão fortemente interligadas.

Frente ao acelerado processo de esgotamento dos recursos naturais de maior viabilidade econômica, principalmente os hídricos, pressionados pelo crescente aumento de demanda e os combustíveis fósseis, onde as reservas de petróleo e gás natural têm apresentados maiores custos devido às condições de exploração mais complexas, a questão energética é um tema que está cada vez mais presente na pauta das discussões sobre desenvolvimento sustentável, tendo, o desenvolvimento de novas tecnologia de exploração de petróleo e gás para melhoria da eficiência operacional, uma posição de destaque neste contexto.

Durante o século 20, o desenvolvimento da indústria moderna e o aumento da utilização do transporte veicular levaram a uma demanda crescente por energia. Isso fez com que a indústria do petróleo tivesse necessidade de se desenvolver tecnologicamente para buscar campos mais produtivos (HAN *et al.*, 2010).

Por anos, os campos de petróleo em terra, em diferentes partes do mundo, foram suficientes para atender essa demanda. Mas na segunda metade do século 20, houve a necessidade de explorar e produzir petróleo em condições e ambientes cada vez mais extremos. Para isso, foram desenvolvidas tecnologias para perfuração em zonas marítimas (*offshore*) profundas e ultra-profundas e técnicas de exploração como poços horizontais, poços com alcance estendido e poços multi-ramificados para aumentar a eficiência de produção (HAN *et al.*, 2010).

Dentro do ciclo de produção e exploração de petróleo, a perfuração de poços é uma das principais etapas, envolvendo alto custo de operação com alto risco ambiental e operacional. Em virtude disto, é necessário o completo domínio dessa operação e constantes avanços em tecnologia de perfuração (BRAGA, 2009).

Neste contexto, com o aumento do uso da perfuração direcional e de longo alcance, o transporte de cascalhos tem sido uma das grandes preocupações na perfuração de poços de petróleo sendo, o fluido de perfuração, um dos protagonistas nesta operação, pois é ele o responsável pela remoção dos cascalhos do poço para a superfície e pelo controle da pressão de operação no interior do poço. Segundo uma investigação realizada por Massie *et al.* (1995 *apud* SUZANA, 2006), mais de 70% do tempo perdido com eventos imprevistos estavam associados com prisão da coluna de perfuração. Um estudo de caso feito por Hopkins e Leicksenring (1995 *apud* SUZANA, 2006) mostrou que 33% dos problemas de prisão de coluna eram devido à limpeza inadequada do poço.

Com isso, maior atenção vem sendo dada para a mecânica de transporte desses sólidos, em situações onde apenas um pequeno componente do fluxo atua contra a tendência dos cascalhos gerados na perfuração se desprenderem da suspensão e formarem um leito de sólidos na parte mais inferior da seção anular. O estudo desse transporte é um problema de engenharia que é classificado como escoamento multifásico envolvendo partículas sólidas, líquidos e por muitas vezes gases, podendo o fluxo ser laminar ou turbulento, dependendo da situação.

Devido à variedade de parâmetros relacionados com o fluxo da mistura sólido-líquido, muitas condições devem ser incluídas quando se considera a influência de variáveis relacionadas com o transporte de cascalhos de perfuração. Por isso, numerosos modelos matemáticos e empíricos para a predição do transporte de

cascalhos em poços horizontais e direcionais têm sido desenvolvidos com intuito de entender e buscar as melhores condições operacionais.

Entretanto, nem sempre são possíveis testes laboratoriais ou em escala piloto nos projetos cujo objetivo seja a determinação de modelos empíricos para otimização da operação dos fluidos de perfuração, pois estas unidades experimentais, por muitas vezes, não conseguem simular condições reais de operação de alta temperatura e pressão ou, se sim, acabam tornando-se financeiramente inviáveis para sua implementação (PEREIRA, 2006).

Contudo, com o grande avanço na área computacional, no que se refere ao melhoramento de processamento e armazenamento de dados, foi desenvolvida uma ferramenta chamada CFD (*Computational Fluid Dynamics*), a qual envolve a solução numérica das equações de conservação e equações constitutivas.

Essa ferramenta computacional vem sendo cada vez mais utilizada para a investigação fenomenológica dos eventos que ocorrem nos processos industriais por possibilitar a obtenção de uma nova visão física e melhorar o projeto de sistemas de engenharia e, conseqüentemente, seu desempenho, sendo considerada uma alternativa de baixo custo-benefício com capacidade de simular fenômenos reais que seriam irreprodutíveis em teste experimentais (PEREIRA, 2006).

Por outro lado, este grande avanço tecnológico, referente aos cálculos computacionais, contrasta-se com a escassez de dados experimentais, os quais são de fundamental importância para validação de modelos matemáticos (PEREIRA, 2006).

Várias abordagens, tais como, para sistemas diluídos utilizando-se a teoria cinética do escoamento granular ou para a fase densa utilizando-se modelos friccionais, assim como modelos multifásicos, modelos de turbulência, modelos constitutivos (por exemplo, os modelos de arraste), já se encontram disponíveis na maioria dos *softwares* de CFD comerciais (SANTOS, 2011).

1.2. Objetivos do trabalho

Em vista do exposto e face à importância dos fluidos de perfuração no processo na exploração de petróleo e do evidente desenvolvimento da técnica de CFD, o presente trabalho teve como principal objetivo, o entendimento do processo de transporte cascalhos em poços horizontais utilizando a metodologia de simulação CFD através do:

- Estudo paramétrico dos efeitos da rotação da coluna de perfuração, da taxa de penetração e da vazão do fluido na eficiência de limpeza de poço através de um modelo computacional validado a partir dos dados experimentais obtidos por Yu *et al.* (2007) para fluidos não-Newtonianos;

1.3. Organização da dissertação

No Capítulo 2, apresenta-se uma revisão bibliográfica de trabalhos associados ao escoamento de fluidos em espaços anulares. São abordados ainda: a classificação de fluidos, uma resenha dos trabalhos reportados na literatura, o equacionamento e modelagem matemática do fenômeno a parte relacionada à fluidodinâmica computacional.

No Capítulo 3, tem-se a descrição dos métodos empregados na investigação científica e o detalhamento do uso da técnica de CFD para simulação do problema.

Os resultados obtidos e as discussões sobre os resultados experimentais e os simulados são apresentados no Capítulo 4.

Finalmente, o Capítulo 5 resume as principais conclusões deste estudo e também apresenta um elenco de sugestões para continuação desta linha de pesquisa e o desenvolvimento de trabalhos futuros.

CAPÍTULO 2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1. Revisão sobre os fluidos de perfuração

2.1.1. Fluidos de perfuração

A perfuração dentro da engenharia de poço é complexa e ampla por envolver conhecimentos desde geologia até mecânica de funcionamento de máquinas rotativas, pela existência de diferentes características de exploração e desenvolvimento entre os campos e, também, por exigir experiência em sua operação de campo (SUZANA, 2006).

A perfuração de um poço de petróleo é realizada em fases, cujo número depende das características das zonas a serem perfuradas e da profundidade final prevista. Geralmente, o número de fases de um poço é de três ou quatro, podendo chegar a oito, em certos casos (THOMAS, 2001). Cada uma dessas fases é concluída com a descida de uma coluna de revestimento e sua cimentação, conforme se observa na ilustração da Figura 1.

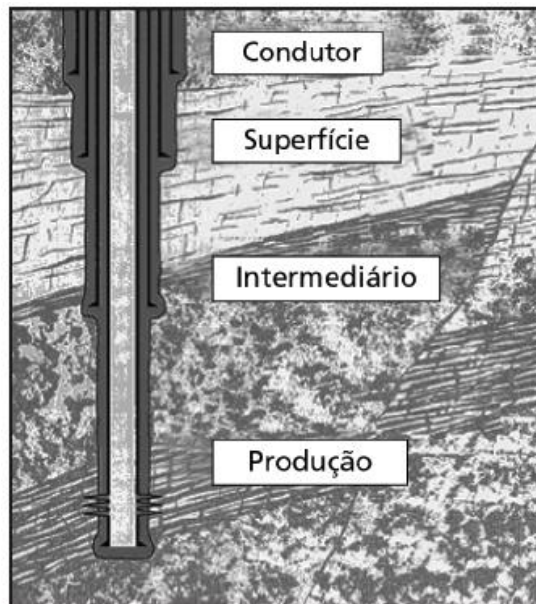


Figura 1 – Descrição esquemática das diversas fases da perfuração de poços. Fonte: THOMAS (2001).

O projeto do poço determina as várias fases de perfuração, envolvendo a seleção da técnica apropriada para a perfuração, do tipo de sonda, da unidade de perfuração, dos vários equipamentos (brocas, colunas de perfuração, ferramentas de

monitoramento e controle de trajetória do poço, ferramentas de perfilagem, etc.) e dos fluidos de perfuração (THOMAS, 2001).

Na perfuração rotativa, as rochas são perfuradas pela ação da rotação e peso aplicados na broca existente na extremidade da coluna de perfuração, que consiste basicamente de comandos (tubos de paredes espessas) e tubos de perfuração (tubos de paredes finas). Essa perfuração cria fragmentos de rocha que precisam ser removidos, e é nesse ponto que entra o fluido de perfuração (THOMAS, 2001).

O fluido é injetado por bombas no interior da coluna de perfuração e retorna à superfície com os cascalhos de rocha, desfragmentados pela broca de perfuração, através do espaço anular formado entre as paredes do poço e a coluna. A Figura 2 apresenta o fluxo de um fluido de perfuração bem como os principais equipamentos envolvidos em sua operação dentro de uma sonda de perfuração (SUZANA, 2006).

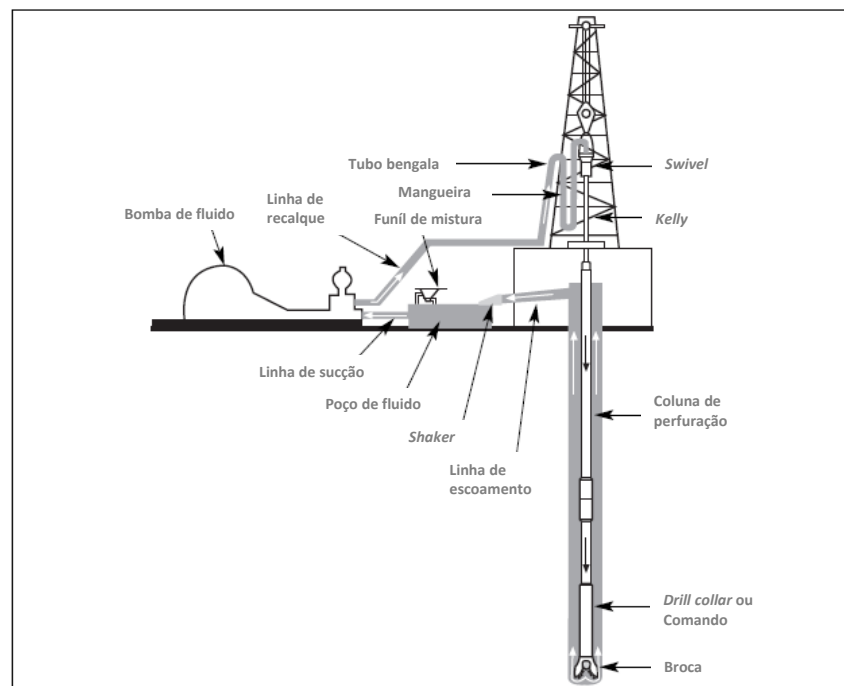


Figura 2 – Sistema de circulação de um fluido de perfuração.

Fonte: Adaptado de MI-SWACO (2001).

Os fluidos de perfuração são definidos de diferentes maneiras por diferentes autores. O Instituto Americano de Petróleo (API) considera fluido de perfuração como qualquer fluido circulante capaz de tornar a operação de perfuração viável. Contudo, autores, como Thomas (2001), consideram os fluidos de perfuração como misturas complexas de sólidos, líquidos, produtos químicos e, por vezes, de gases. Sendo que, do ponto de vista químico, eles podem assumir aspectos de suspensões,

dispersões coloidais ou emulsões, dependendo do estado físico dos componentes. Do ponto de vista físico, os fluidos de perfuração assumem, na maioria dos casos, comportamentos de fluidos não-Newtonianos, ou seja, a relação entre a tensão de cisalhamento e a taxa de deformação não é constante (MACHADO, 2002).

Segundo Pereira (2006), as literaturas técnicas apresentam uma lista de 10 a 20 funções para os fluidos de perfuração durante a exploração de um poço de petróleo. As principais funções podem ser citadas resumidamente:

- Conter os fluidos das formações perfuradas;
- Suspender os cascalhos, removê-los do fundo do poço e conduzi-los até a superfície;
- Estabilizar as paredes do poço sem causar danos às formações;
- Controlar a pressão da formação e manter a estabilidade das formações;
- Selar formações permeáveis;
- Resfriar e lubrificar o conjunto de perfuração;
- Transferir energia hidráulica para as ferramentas e brocas;
- Permitir a correta avaliação das formações.

A qualquer momento durante a perfuração de um poço, uma ou mais das funções citadas acima podem prevalecer sobre as demais. Como o exemplo citado por Pereira (2006), que em poços profundos a capacidade de limpeza se sobressai em relação às demais funções. E já em situações de perfuração em regiões arenosas, a resistência aos fluidos de formação passa a ser uma característica prioritária.

2.1.2. Classificação dos fluidos de perfuração

As literaturas técnicas apresentam diferentes formas de classificação dos fluidos de perfuração, porém existem três principais categorias de fluidos mais usualmente apresentadas: a base de água (WBF, *water based fluids*), a base de óleo (OBF, *oil based fluids*) e sintético (SBF, *synthetic based fluid*).

Os fluidos de perfuração a base de água, WBF, são utilizados em cerca de 80% de todos os poços perfurados. Isto se justifica por seu baixo custo quando comparado às outras categorias e por fornecem o melhor desempenho ambiental em termos de

sua natureza atóxica e de destacados níveis de biodegradabilidade (THOMAS, 2001).

Os WBF são preparados adicionando-se produtos químicos à água. Dentre os principais produtos normalmente adicionados estão os materiais minerais como, por exemplo, bentonita e baritina e os polímeros, podendo ser sintéticos ou naturais, que nesta categoria destacam-se a goma xantana e os celulósicos: CMC - carboximetilcelulose e HEC - hidroxietilcelulose (HUGHES *et al.*, 1993 *apud* PEREIRA, 2006).

A bentonita, na forma de bentonita de sódio, é o aditivo mais utilizado nos fluidos de perfuração a base de água. Quando adicionada a água, a mistura resultante tem uma viscosidade maior do que a água, com isso, possui uma maior capacidade de suspender partículas relativamente grosseiras e pesadas, e tende a formar uma camada fina e de baixa permeabilidade sobre as paredes do poço (THOMAS, 2001).

Embora o custo da maioria dos aditivos poliméricos seja maior do que o custo da bentonita, a função de lubrificante de muitos destes fluidos é excelente, quando comparados a bentonita, com isso, o desgaste das brocas e das colunas de perfuração podem ser minimizados. Apesar dos fluidos com polímero não apresentarem boa força gel, que é necessária para suspender os cascalhos ou para formação da parede filtrante no poço, em comparação aos fluidos com bentonita, fluidos com polímero podem ser bombeados a viscosidades muito elevadas e, conseqüentemente, a perda de água devido a uma pobre propriedade de filtração é parcialmente atenuada pela infiltração reduzida para dentro da formação devido ao meio filtrante formado ser muito viscoso (CAENN e CHILLINGAR, 1995).

Os fluidos de perfuração são à base óleo, OBF, quando a fase contínua é constituída por uma fase de óleo, geralmente composta por hidrocarbonetos líquidos. Pequenas gotículas de água ou de solução aquosa constituem a fase não contínua desses fluidos. Alguns sólidos coloidais, de natureza inorgânica e/ou orgânica, podem compor a fase dispersa. Os fluidos podem ser emulsões água/óleo propriamente dita (teor de água < 10%) ou emulsão invertida (teor de água de 10% a 45%). Tradicionalmente os OBF têm uma faixa restrita de aplicação, situando-se entre 5 e 10 % dos casos. Estes se destacam pela temperatura de estabilidade e pelo seu alto desempenho na perfuração (alta lubricidade e atributos de estabilização do poço). Contudo possuem características que limitam suas

aplicações como: alto custo, necessidades especiais de manuseio e, sobretudo, um fraco apelo ambiental em relação a sua alta eco toxicidade (THOMAS, 2001).

Impulsionado pela necessidade de obter fluidos de perfuração com desempenho similar a dos fluidos à base de óleo e atender cada vez mais as rígidas normas ambientais para campos *offshore*, outros fluidos não aquosos, chamados fluidos sintéticos, foram introduzidos como alternativa aos fluidos à base de óleo. Estes fluidos são referidos como "fluidos sintéticos", SBF, pois são sintetizados ou produzidos a partir de outros compostos, ao invés de serem altamente refinados a partir do petróleo bruto. Os SBF possuem toxicidade muito menor com melhores características de segurança e ambiental do que qualquer óleo diesel ou óleo mineral. Ésteres, éteres, olefinas, parafinas e outros solventes sintéticos estão entre os compostos que têm sido utilizados para síntese destes fluidos. Fluidos de perfuração de base sintética são mais caros do que à base de água ou óleo, mas seu o melhor desempenho geralmente compensa o maior custo nas operações *offshore* (CAENN e CHILLINGAR, 1995).

Outra categoria menos explorada é a dos fluidos aerados, que são fluidos que contém ar ou outro gás (normalmente nitrogênio) em sua composição, podendo ser na forma de gás puro, na forma de espuma ou como uma mistura de gás e fluido de perfuração.

Operações com estes tipos de fluidos requerem equipamentos especializados para ajudar a garantir um processamento seguro dos cascalhos e um bom controle dos fluidos de formação para que não retornem à superfície.

Fluidos de perfuração a base de ar são geralmente utilizados em perfuração *underbalanced* e é limitada a formações que não produzam elevadas quantidades de água. As vantagens do processo de perfuração com ar incluem elevada taxa de penetração em formações rochosas rígidas (estáveis ou fissuradas), pouco ou nenhum dano à formação, nenhuma perda de circulação. Isto resulta em um menor número de paradas operacionais da perfuração, fazendo com que o processo seja mais econômico (SUBHASH, NARAYAN e CHINENYE, 2010). Já a utilização de espuma como fluido de perfuração, acontece em perfuração *underbalanced* em águas profundas e ultra-profundas, onde a janela de pressão de operação é muito estreita. O emprego da espuma como fluido circulante é justificado quando se necessita uma eficiência elevada de carreamento dos sólidos, uma vez que ela

apresenta alta viscosidade. Um levantamento feito por Negrão, Lage e Cunha (1999), sobre a utilização de fluidos aerados no Brasil, mostrou que em um teste realizado em um campo de produção maduro, caracterizado por um conjunto de reservatórios heterogêneos, que supostamente seriam danificados se fossem perfurados através de técnica convencional, os resultados de produtividade aumentaram cerca de quatro vezes quando comparado com um poço convencionalmente perfurado e, que apesar dos custos de perfuração adicionais do sistema de nitrogênio para produção de espuma, o projeto alcançou resultados rentáveis.

Normalmente, vários outros tipos de aditivos são utilizados nos fluidos de perfuração, pois, para a prospecção de um novo poço, não há uma regra geral ou um fluido de perfuração padrão, cada poço tem suas particularidades. Desta forma, na prática, é muito comum o uso de aditivos aos fluidos de perfuração. Esses materiais visam potencializar determinadas propriedades, como a temperatura de estabilização, a lubrificidade, a densidade e a viscosidade (MI-SWACO, 2001).

Os materiais adensantes, um dos principais aditivos, são utilizados para aumentar a densidade do fluido, a fim de equilibrar a pressão entre o poço e a formação durante a perfuração através de zonas específicas de pressão. São aplicados, principalmente como materiais adensantes, a baritina (BaSO_4) e o carbonato de cálcio (CaCO_3). A hematita (Fe_2O_3), por vezes, é utilizada como um agente adensante de fluidos a base de óleo em perfuração a altas pressões (MI-SWACO, 2001).

Uma vez que a perfuração envolve a instalação e a utilização de vários componentes metálicos, é essencial a introdução de inibidores de corrosão através dos fluidos de perfuração que estão sendo utilizados no processo. Considerando-se que as partes metálicas estão em contato com grande quantidade de compostos ácidos durante o curso da perfuração, a corrosão, neste caso, pode ser um problema. Populares anticorrosivos utilizados como aditivos incluem bissulfato de alumínio ($\text{Al}(\text{HSO}_4)_3$) e o óxidos de ferro (MI-SWACO, 2001).

Já os dispersantes, como lignosulfonatos de ferro, ajudam a quebrar os aglomerados sólidos em pequenas partículas para que elas sejam mais facilmente carregadas pelo fluido. Em contrapartida, os floculantes, principalmente polímeros acrílicos, são

utilizados para agrupar partículas em suspensão de modo que possam ser transportadas a partir do fluido para a superfície (MI-SWACO, 2001).

Dentre uns dos principais aditivos dos fluidos de perfuração, também estão os agentes viscosificantes, que são aplicados para melhorar a capacidade do fluido de remover os resíduos do poço, suspender os cascalhos e materiais pesados durante períodos onde a circulação foi cessada. Argilas (bentonita ou argila ativada), e polímeros naturais ou sintéticos (CMC e goma xantana) são os materiais mais frequentemente utilizados como agentes viscosificantes. Os resultados do trabalho apresentado por Navarrete, Himes e Seheult (2000) mostraram que os materiais finos, gerados durante o processo de perfuração, formam uma “torta” de filtração externa que, em combinação com os resultados da goma de xantana, apresentaram uma considerável redução de perda de fluido. Danos devido à goma xantana são pequenos e limitados a uma pequena espessura em torno do poço, resultando em um fator de película (*skin factor*) negligenciável. Os autores ainda ressaltam que o uso de amido pode levar a danos consideráveis e grandes fatores de película.

2.2. Reologia de fluidos não-Newtoniano

Segundo Chhabra e Richardson (1999), fluidos que apresentam comportamento não-Newtoniano são encontrados em quase todos os produtos químicos em indústrias de processamento. E não diferente, na indústria do petróleo, MI-SWACO (2001) relata que a maioria dos fluidos de perfuração, em sua maioria, possui característica não-Newtoniana.

Em geral, fluidos não-Newtonianos exibem uma relação não linear entre a tensão de cisalhamento e a taxa de cisalhamento (também conhecida como taxa de deformação) como observado na Figura 3 (MACHADO, 2002). Isto significa que um fluido não-Newtoniano não tem uma viscosidade única ou constante que descreve o seu comportamento de fluxo em todas as taxas de cisalhamento, em uma dada pressão e temperatura. Além disso, alguns fluidos não-Newtonianos apresentam característica linear, porém exibem uma tensão de cisalhamento inicial diferente de zero.

Para descrever a viscosidade de um fluido não-Newtoniano em uma taxa de cisalhamento particular, é utilizada a “viscosidade efetiva”, μ_e , (MI-SWACO, 2001). A

viscosidade efetiva é definida como a razão (inclinação) de tensão de cisalhamento e a taxa de cisalhamento, a uma taxa de cisalhamento em particular, e é ilustrada na Figura 9 (MI-SWACO, 2001).

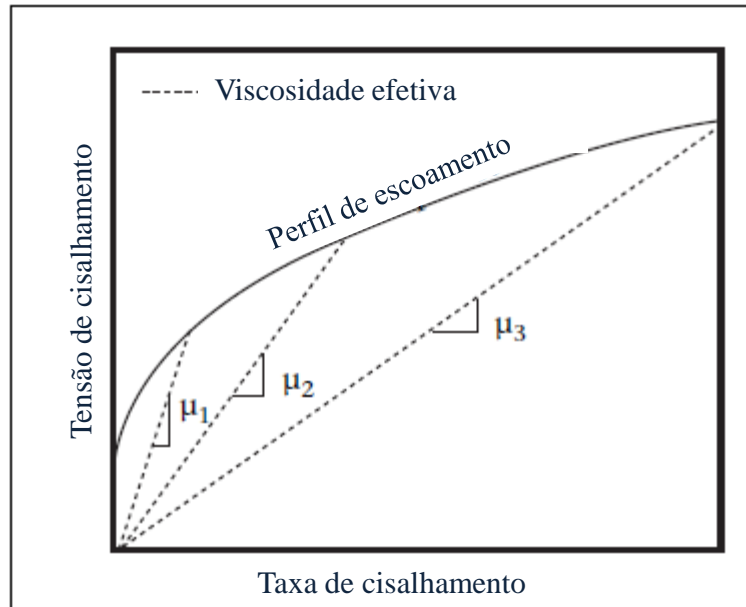


Figura 3 – Efeito da taxa de cisalhamento na viscosidade efetiva em um fluido não-Newtoniano. Fonte: Adaptado de MI-SWACO (2001).

Modelos de fluidos não-Newtonianos estão disponíveis na literatura em diversas formulações, podendo apresentar inúmeras características (BIRD, STEWART e LIGHTFOOT, 2002). Entre as características dos fluidos não-Newtonianos, encontra-se a variação da viscosidade com a taxa de deformação. O fluido também pode apresentar características elásticas e variações da viscosidade com o tempo de deformação. Entre os fluidos não-Newtonianos com essas características citadas, os modelos viscoelásticos são aqueles que melhor representam o comportamento real do fluido (TANNER, 2000).

Segundo Chhabra e Richardson (1999), os fluidos não-Newtonianos podem ser agrupados em três classes gerais:

- A. Fluidos conhecidos como '**Independentes do Tempo**', '**Puramente Viscoso**' ou '**Fluido Newtoniano Generalizado**': são fluidos para os quais a taxa de cisalhamento em qualquer ponto é determinada apenas pelo valor da tensão de cisalhamento naquele ponto e naquele dado instante;

- B. Fluidos '**Dependentes do Tempo**': são substâncias mais complexas, onde a relação entre tensão de cisalhamento e taxa de cisalhamento dependem da duração do cisalhamento e de sua cinemática;
- C. Fluidos '**Viscoelásticos**': substâncias que apresentam características de fluidos ideais e sólidos elásticos apresentando recuperação elástica parcial, após a deformação.

Esta forma de classificação é arbitrária, pois a maioria dos materiais reais apresenta, frequentemente, uma combinação de dois ou, até mesmo, três tipos de características não-Newtonianas (CHHABRA e RICHARDSON, 1999).

Uma apresentação gráfica da classificação dos fluidos e suas subclassificações é exibida abaixo (Figura 4).

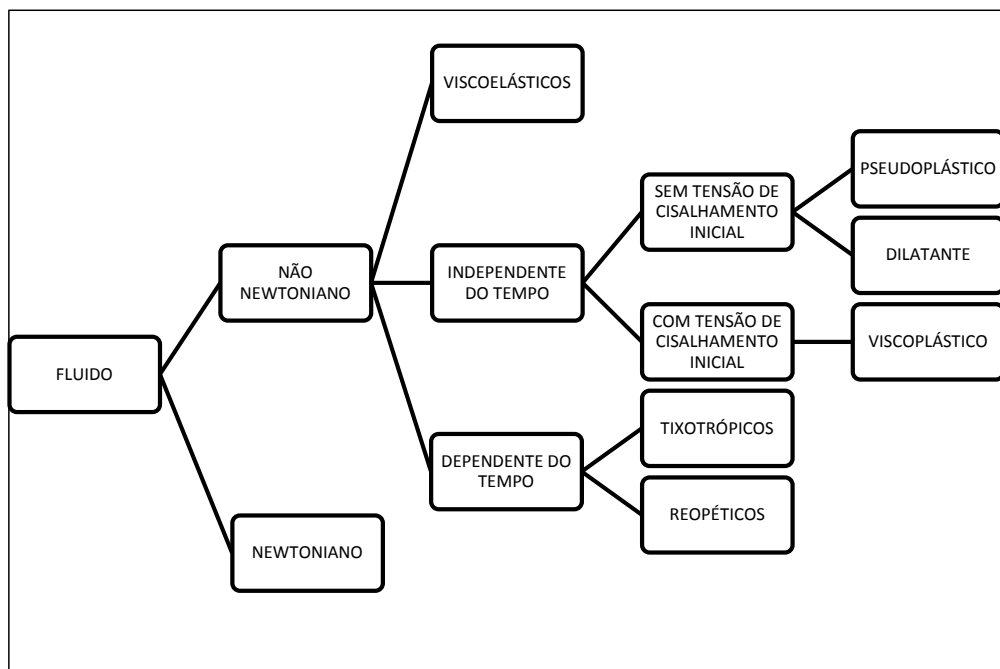


Figura 4 – Representação esquemática da classificação de fluidos.

Fonte: Adaptado de Gonçalves (2008).

Segundo Subhash, Narayan e Chinenye (2010), os fluidos de perfuração utilizados na indústria de petróleo e gás compreendem usualmente fluidos não-Newtonianos pseudoplásticos ou pseudoplásticos com tensão inicial (viscoplásticos).

Dentre os fluidos não-Newtonianos independentes do tempo, um dos mais comumente observados é o pseudoplástico, caracterizado por uma viscosidade

efetiva que decresce com o incremento da taxa de deformação (CHHABRA e RICHARDSON, 1999).

Não existe um modelo reológico único que descreva exatamente os dados da tensão de cisalhamento e da taxa de cisalhamento de todos os fluidos ao longo do intervalo das taxas de cisalhamento investigadas. O mais simples, e conseqüentemente, o modelo mais popular de fluido não-Newtoniano pseudoplástico disponível, é o Modelo de Ostwald de Waele ou *Power-Law* apresentado pela Equação 1 (SUBHASH, NARAYAN e CHINENYE, 2010).

$$\tau = m\dot{\gamma}^n \quad (1)$$

Desse modo, a viscosidade efetiva para um fluido do tipo *Power-Law* é expressa pela Equação 2.

$$\mu_e = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} = m\dot{\gamma}^{n-1} \quad (2)$$

O modelo *Power-Law* tem dois parâmetros, n e m , onde n denomina o índice de comportamento e m o índice de consistência.

Para ajustar os dados reológicos a uma ampla gama de taxa de cisalhamento, modelos de três parâmetros e até mesmo cinco e seis parâmetros estão disponíveis na literatura. No entanto, estes modelos apresentam uma análise matemática mais complexa na resolução dos problemas de interesse de engenharia. O desafio de modelos com mais de dois de parâmetro é a determinação dos parâmetros com precisão. O modelo de três parâmetros mais comumente utilizado é o modelo de Ellis dado pela Equação 3 (SUBHASH, NARAYAN e CHINENYE, 2010).

$$\mu_e = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} = \frac{\mu_0}{1 + (\tau + \tau_{\frac{1}{2}})^{\alpha_E - 1}} \quad (3)$$

Nessa equação, μ_0 é a viscosidade para taxa de deformação tendendo a zero e as duas constantes, $(\alpha_E - 1)$ e $\tau_{\frac{1}{2}}$ são parâmetros de ajuste. O parâmetro α_E é a medida do grau de comportamento pseudoplástico (maior valor de α_E , maior dimensão de

pseudoplasticidade) onde $(\alpha_E - 1)$ é a inclinação da reta obtida quando $[(\mu_0/\mu_e)-1]$ é traçado contra $\tau / \tau_{\frac{1}{2}}$ em uma escala log-log. Já $\tau_{\frac{1}{2}}$ representa o valor da tensão de cisalhamento quando a viscosidade efetiva tender a assumir a metade do valor inicial, ou seja, $\tau \rightarrow \tau_{\frac{1}{2}}$ quando $\mu_E \rightarrow \mu_0/2$.

Modelos de quatro parâmetros para fluidos pseudoplásticos disponíveis na literatura são (BARNES, HUTTON e WALTERS, 1989):

- Modelo de Cross:

$$\frac{\mu_e - \mu_\infty}{\mu_0 - \mu_\infty} = \frac{1}{1 + (k\dot{\gamma})^P} \quad (4)$$

- Modelo de Carreau:

$$\frac{\mu_e - \mu_\infty}{\mu_0 - \mu_\infty} = \frac{1}{(1 + (k\dot{\gamma})^2)^{P/2}} \quad (51)$$

Onde μ_∞ refere-se aos valores de viscosidade a altas taxas de cisalhamento, k um parâmetro constante com dimensão de tempo e P uma constante adimensional.

A medida que o modelo Power-Law e outros modelos pseudoplásticos não incorporavam a tensão de cisalhamento inicial dos fluidos de perfuração, classificados como fluidos viscoplásticos, vários outros modelos foram desenvolvidos para incorporar este fator. Por isso, os modelos de dois parâmetros como Bingham e Casson e os modelos de três parâmetros, como Herschel-Bulkley e Robertson-Stiff foram desenvolvidos (SUBHASH, NARAYAN e CHINENYE, 2010).

Esse tipo de fluido, viscoplástico, é caracterizado pela existência de uma tensão de cisalhamento inicial (tensão de escoamento - *yield stress* - que consiste no valor mínimo da tensão de cisalhamento e que corresponde a primeira evidência do escoamento) τ_0 , diferente de zero, antes do fluido sofrer uma deformação ou escoamento. Tal material apenas se deforma quando uma tensão externa aplicada for maior que esta tensão de cisalhamento inicial. Quando a tensão externa exceder o valor da tensão de cisalhamento inicial, a curva da tensão de cisalhamento em função da taxa de deformação do fluido pode ser linear ou não linear, mas não

passa pela origem de coordenadas (CHHABRA e RICHARDSON, 1999). Os modelos para fluidos viscoplásticos são listados abaixo:

- Modelo de plástico de Bingham:

Este modelo tem sido utilizado com mais frequência para descrever as características do fluxo de fluidos de perfuração. É um dos modelos reológicos mais antigos em uso atualmente (MI-SWACO, 2001):

$$\tau = \tau_0 + \mu_p \dot{\gamma} \quad \text{para } |\tau| > |\tau_0| \quad (62)$$

$$\dot{\gamma} = 0 \quad \text{para } |\tau| < |\tau_0^B| \quad (73)$$

Frequentemente, os dois parâmetros do modelo, τ_0 (tensão de cisalhamento inicial) e μ_p (viscosidade plástica), são tratados como constantes de ajuste de curva, independentemente, se fluido possuir ou não uma tensão de cisalhamento inicial real.

- Modelo de Herschel-Bulkley ou modelo *Power-Law* modificado:

$$\tau = \tau_0 + m \dot{\gamma}^n \quad \text{para } |\tau| > |\tau_0| \quad (84)$$

$$\dot{\gamma} = 0 \quad \text{para } |\tau| < |\tau_0| \quad (95)$$

O modelo de Herschel-Bulkley é um modelo mais complexo em relação aos modelos Plástico de Bingham e *Power-Law*. No entanto, é ele que pode mais se aproximar do comportamento reológico real da maioria dos fluidos de perfuração (MI-SWACO, 2001). Este modelo, segundo Hemphill, Campos e Pilehvari (1993), é que melhor descreve o comportamento da maioria dos fluidos de perfuração à base água e à base óleo em toda faixa de taxa de deformação quando comparado aos modelos Plástico de Bingham e *Power-Law*.

A figura a seguir mostra de forma gráfica a comparação dos três modelos citados acima.

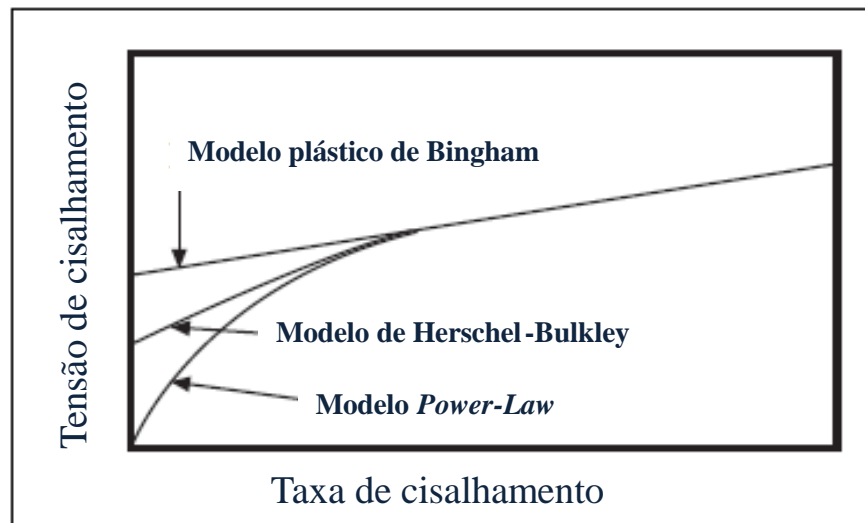


Figura 5 – Comparação do comportamento de três modelos reológicos.
 Fonte: Adaptado de MI-SWACO (2001).

- Modelo de Casson:

$$\tau^{1/2} = \tau_0^{1/2} + (\mu_\infty \dot{\gamma})^{1/2} \quad \text{para } |\tau| > |\tau_0| \quad (106)$$

$$\dot{\gamma} = 0 \quad \text{para } |\tau| < |\tau_0| \quad (117)$$

Modelo comumente utilizado para descrever a tensão de cisalhamento de fluidos com alta viscosidade como tintas, chocolate derretido e sangue.

- Modelo de Robertson-Stiff:

$$\tau = A_{rs} (\gamma + C_{rs})^{B_{rs}} \quad \text{para } \tau > \tau_{RS} = A_{rs} C_{rs}^{B_{rs}} \quad (128)$$

$$\dot{\gamma} = 0 \quad \text{para } \tau \leq \tau_{RS} = A_{rs} C_{rs}^{B_{rs}} \quad (139)$$

Onde A_{rs} , B_{rs} e C_{rs} são parâmetros que dependem da taxa de cisalhamento de acordo com a teoria reológico proposto. $\tau_{RS} = A_{rs} C_{rs}^{B_{rs}}$ é o ponto de tensão de cisalhamento inicial de Robertson-Stiff (GÜCÜYENER, KOK e BATMAZ, 2002).

Modelo de Robertson-Stiff considera o modelo para fluidos Newtonianos, plástico de Bingham e *Power-Law* como casos especiais. Quando $C_{rs} \neq 0$ e $B_{rs} = 1$, o modelo se reduz ao modelo de Plástico de Bingham e quando $C_{rs} = 0$ e $B_{rs} < 1$ se reduzem ao

modelo *Power-Law* (GÜCÜYENER, KOK e BATMAZ, 2002). Segundo Roberston e Stiff (1976), este modelo descreve adequadamente a relação entre taxa de deformação e tensão de cisalhamento para a maioria dos fluidos de perfuração e suspensões de cimento.

A Figura 6 a seguir representa de forma gráfica o comportamento dos principais fluidos não-Newtonianos independentes do tempo encontrados no campo dos fluidos de perfuração.

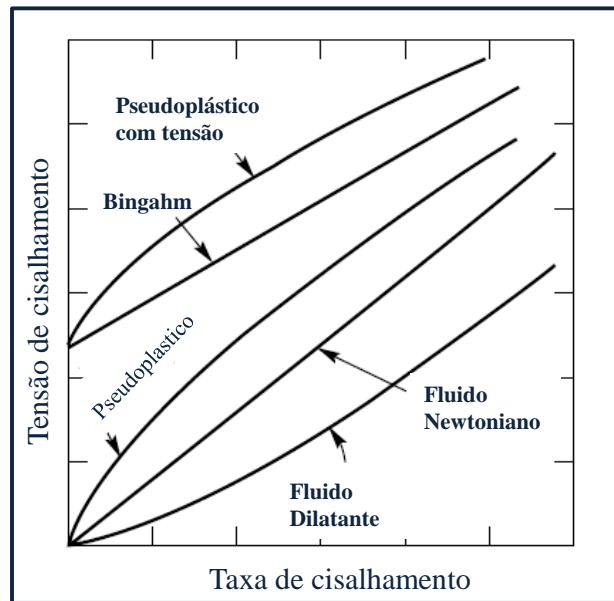


Figura 6 – Tipos de fluidos não-Newtonianos independentes do tempo. Fonte: Adaptado de Chhabra e Richardson (1999).

Para Subhash, Narayan e Chinenye (2010), os fluidos utilizados na indústria do petróleo e gás na perfuração de poços são tixotrópicos em sua essência, ou seja, apresentam uma alteração dependente do tempo em sua viscosidade. Este fenômeno é isotérmico e reversível sendo consequência da destruição gradual da “estrutura” construída pelas partículas da fase dispersa, cuja força de ligação não resiste à ação do cisalhamento imposto. Após retirada a força cisalhante, o sistema volta à sua conformação original, recuperando novamente a sua viscosidade aparente inicial. Esta é uma propriedade muito desejável para os fluidos de perfuração, pois a presença de tensão de cisalhamento inicial irá manter os cascalhos de perfuração suspensos, se por alguma razão imprevista o processo de perfuração esteja parado.

Há modelos disponíveis para capturar as propriedades dos fluidos tixotrópicos. Porém, a maioria destes modelos é baseada em equações de cinética química e incorpora a estrutura molecular dos fluidos. Estes modelos, contudo, não são muito práticos e, portanto, não são muito utilizados na indústria do petróleo (MI-SWACO, 2001).

2.3. Escoamento em dutos e a analogia para escoamento anular

O estudo da hidráulica do escoamento dos fluidos de perfuração em tubos circulares ou anulares requer a apresentação de conceitos para cálculo do número de Reynolds, transição de escoamento, diâmetro hidráulico e fator de atrito.

2.3.1. Caracterização dos regimes de escoamento

Segundo Goncalves (2008), a identificação da zona existente entre os regimes laminar e turbulento é importante para trabalhos de otimização hidráulica dentro da atividade de perfuração de poços de petróleo e gás. Como exemplo o autor cita que a capacidade de carregamento dos cascalhos é alcançada quando o fluido está em fluxo turbulento.

A determinação da faixa compreendida para o regime de transição está relacionada diretamente com o número de Reynolds, parâmetro adimensional, que relaciona as forças inerciais com as forças viscosas (PEREIRA, 2006). Para fluidos Newtonianos o número de Reynolds acima de 1500 caracteriza o final do regime laminar e início do regime turbulento (BIRD, STEWART e LIGHTFOOT, 2002). Entretanto, para fluidos não-Newtonianos são necessários outros parâmetros, além do número de Reynolds, para definir a transição entre os regimes.

Frequentemente, o comportamento reológico de fluidos de perfuração é descrito empregando-se os modelos Lei de Potência e Casson (SCHEID *et al.*, 2011). Para o modelo de Lei de Potência, Metzner e Reed (1955) propuseram a Equação 14, tal como um número de Reynolds modificado. Para o modelo de Casson, o número de Reynolds é calculado pela Equação 15.

$$\text{Re} = \frac{(Dv\rho)}{m\left(\frac{8v}{D}\right)^{n-1}\left(\frac{3n+1}{4n}\right)^n} \quad (1410)$$

$$\text{Re} = \frac{Dv\rho}{\mu_p} \quad (1511)$$

Onde D é o diâmetro do tubo circular ou o diâmetro hidráulico para o tubo anular, v é a velocidade média do fluido, ρ é a densidade do fluido e μ_p a viscosidade plástica.

Segundo Scheid *et al.* (2011), fluidos com tensão residual (*yield stress*) requerem outro número adimensional chamado Hedstrom, He. Para o modelo de Casson, o número Hedstrom é definido pela Equação 16.

$$\text{He} = \frac{D^2\rho\tau_0}{\mu_p} \quad (1612)$$

As mesmas Equações 15 e 16 podem ser utilizadas para calcular os números de Reynolds e Hedstrom para fluidos com comportamento reológico plástico de Bingham. Entretanto, a viscosidade plástica μ_p é substituída pela viscosidade limite para altas taxas de cisalhamento μ_∞ .

Para os fluidos de Bingham, os autores Bourgoyne *et al.* (1991) apresentam duas formas de cálculo para identificação do regime de escoamento em um anular. A primeira delas considera a viscosidade aparente e a segunda a viscosidade plástica. Utilizando a viscosidade aparente o número de Reynolds é dado por:

$$\text{Re} = \frac{D_H\bar{v}\rho}{\mu_a} \quad (1713)$$

Onde D_H , \bar{v} e μ_a são o diâmetro hidráulico, velocidade média e viscosidade aparente, consecutivamente. A velocidade média e a viscosidade aparente são dadas por:

$$\bar{v} = \frac{q}{(D_2^2 - D_1^2)} \quad (1814)$$

$$\mu_a = \mu_p + \frac{5\tau(D_2 - D_1)}{\bar{v}} \quad (1915)$$

Onde D_2 , D_1 e τ são o diâmetro externo e interno do anular e o limite de escoamento do fluido.

Para a viscosidade plástica, o número de Reynolds é dado conforme Equação 17, porém substituindo a viscosidade aparente, μ_a , pela viscosidade plástica, μ_p . Neste caso também é utilizado o número Hedstrom, que é dado por:

$$\text{He} = \frac{\rho\tau_y D_H^2}{\mu_p^2} \quad (2016)$$

Através do número de Hedstrom e utilizando a Figura 13, é possível encontrar o Reynolds crítico e compará-lo com o número de Reynolds calculado a partir da Equação 17 modificada para a viscosidade plástica.

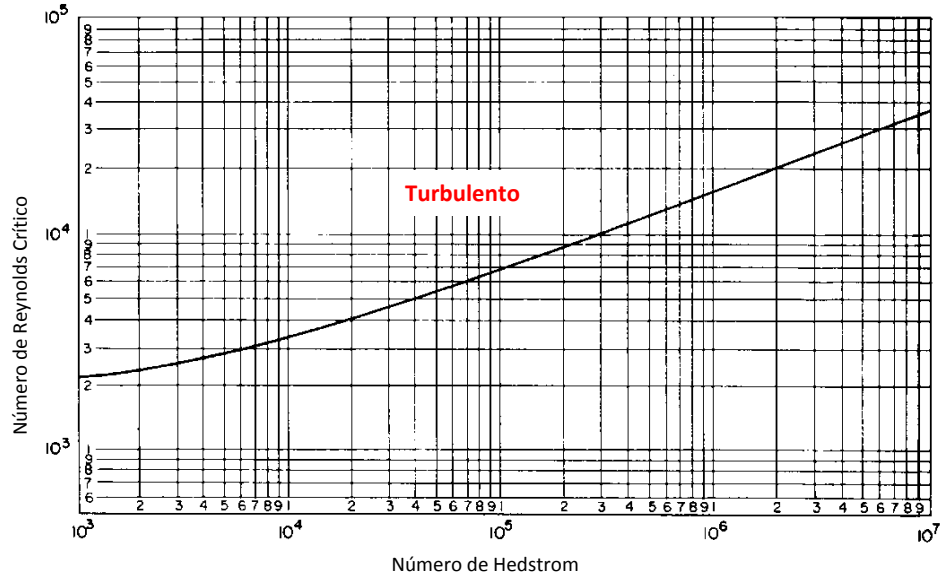


Figura 7 – Cálculo do regime de escoamento em função do Reynolds Crítico e do número de Hedstrom. Fonte: Adaptado de Bourgoyne *et al.* (1991)

O número de Reynolds crítico (Re_c) define a transição entre fluxo laminar e turbulento (Figura 8). Os limites de cada regime de fluxo podem ser calculados por meio de gráficos experimentais entre queda de pressão e vazão volumétrica. Nessas curvas experimentais, as mudanças na inclinação indicam os limites entre os

regimes de fluxo. Utilizando esta técnica, pode-se obter o fluxo crítico, o que pode ser utilizado para calcular o número de Reynolds crítico. Cada número de Reynolds crítico deve ser calculado de acordo com cada modelo reológico (SCHEID *et. at.*, 2011).

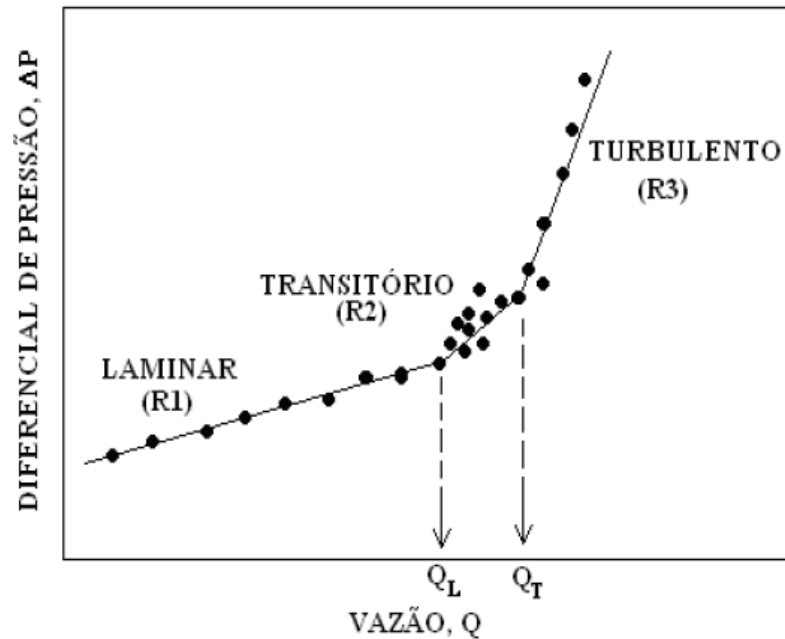


Figura 8 – Limites de regime de escoamento com presença de um regime de transição notório. Fonte: Gonçalves (2008).

Scheid *et. at.* (2011) realizaram um levantamento bibliográfico de equações propostas por diversos autores para o cálculo do número de Reynolds crítico:

I. Ryan e Johnson (1959) propuseram a Equação 21 para formular um critério geral para caracterizar o regime de escoamento.

$$\text{Re}_c = \frac{6464n}{(1 + 3n)^2(2 + n)^{\frac{(2+n)}{(1+n)}}} \quad (2117)$$

Onde n é o índice de comportamento, parâmetro reológico do modelo da Lei de Potências.

II. Ryan e Johnson (1959) e Hank (1963) propuseram o parâmetro de estabilidade X_c , Equação 22, para o cálculo do número de Reynolds crítico. Tal

parâmetro é uma função da razão entre a energia de entrada e a dissipação de energia do fluido. Essa inferência foi verificada para vários fluidos pseudoplásticos e foi proposto considerando o fluxo isotérmico e o modelo da Lei de Potência. A Equação 23 pode ser utilizada para calcular o número de Re_c .

$$\frac{X_c}{(1 - X_c)^3} = \frac{He}{16800} \quad (2218)$$

$$Re_c = \left(\frac{He}{8X_c} \right) \left(1 - \frac{4}{3}X_c + \frac{1}{3}X_c^4 \right) \quad (2319)$$

III. Mishra e Tripathi (1971) desenvolveram a Equação 30, utilizando o critério do parâmetro de estabilidade para fluxos laminares de fluidos não-Newtonianos puramente viscosos.

$$Re_c = 2100 \frac{(4n + 2)(5n + 2)}{3(3n + 1)^2} \quad (2420)$$

IV. Craft (1962) e Thomas (1963) propuseram as Equações 25 e 26 para calcular a velocidade crítica. A velocidade crítica (v_c) caracteriza o regime de escoamento de fluidos não-Newtonianos com tensão de escoamento (tensão residual).

$$v_c = \left(\frac{Re \tau_0}{6 \rho} \right)^{1/2} \quad (2521)$$

$$v_c = \frac{1,078\mu_e + 1,078(\mu_e^2 + 12,34D^2 \tau_0\rho)^{1/2}}{\rho D} \quad (2622)$$

2.3.2. Diâmetro hidráulico

Em muitas aplicações na indústria é comum encontrar processos onde exista escoamento de fluidos em geometrias circulares. Uma variante deste tipo de escoamento, com grande aplicação na indústria do petróleo e gás, é o escoamento anular, que segundo Pereira (2006), muitos autores consideram comum a analogia do estudo deste escoamento com o deslocamento de fluidos em dutos de seção circular. A Figura 15 ilustra o escoamento típico em um anular.

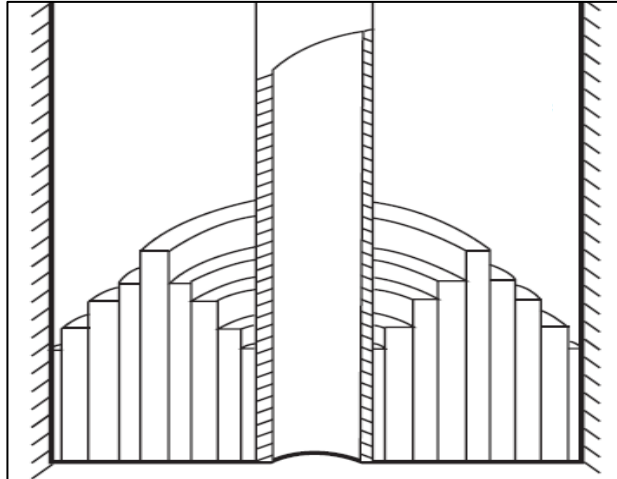


Figura 9 – Perfil de escoamento anular de um fluido Newtoniano em regime laminar.

Fonte: Adaptado de MI-SWACO (2001).

Gonçalves (2008) realizou um estudo onde foram selecionadas na literatura cinco correlações de diâmetro hidráulico para a avaliação de anulares concêntricos:

I. A primeira equação (D_{H1}) foi desenvolvida analiticamente, considerando a região anular formada por dois cilindros concêntricos e está relacionada à determinação do diâmetro equivalente pela aproximação do escoamento através de *Slots* retangulares, ou seja, o espaço anular pode ser representado por “fendas”. Esta teoria, conhecida como *Slots* é representada pela Equação 27. De acordo com Bourgoyne *et al.* (1991 *apud* SCHEID *et. at.*, 2011) as considerações da teoria de *Slots* são válidas quando a relação entre o diâmetro interno e externo é maior do que 0,3.

$$D_{H1} = 0,816 (D_2 - D_1) \quad (2723)$$

II. A segunda equação (D_{H2}) foi também desenvolvida analiticamente, a partir da teoria do raio hidráulico (BOURGOYNE *et al.*, 1991 *apud* SCHEID *et. at.*, 2011). A relação da área entre a secção transversal e o perímetro molhado da região anular determina o diâmetro hidráulico, que é equivalente a quatro vezes o valor do raio hidráulico, como pode ser visto na Equação 28.

$$D_{H2} = 4R = (D_2 - D_1) \quad (2824)$$

III. A terceira equação (D_{H3}), representada pela Equação 29, foi desenvolvida por Lamb (1945). Esta equação é utilizada para prever a perda por atrito em escoamentos de fluidos newtonianos em tubos circulares e anular.

$$D_{H3} = \sqrt{D_2^2 + D_1^2 - \frac{D_2^2 - D_1^2}{\ln\left(\frac{D_2}{D_1}\right)}} \quad (2925)$$

IV. A quarta equação (D_{H4}), desenvolvida por Crittendon (1959) e representada pela Equação 30, foi obtida empiricamente a partir de um estudo feito para cem razões de diâmetros. Quando se utiliza esta correlação, uma velocidade fictícia média também deve ser utilizada na descrição do sistema de fluxo (Equação 30.1).

$$D_{H4} = \frac{\sqrt{D_2^4 + D_1^4 - \frac{(D_2^2 - D_1^2)^2}{\ln\left(\frac{D_2}{D_1}\right)}} + \sqrt{D_2^2 + D_1^2}}{2} \quad (3026)$$

$$\bar{v}_{H4} = \frac{\dot{Q}}{2,448 D_{H4}^2} \quad (30.127)$$

V. A quinta equação (D_{H5}), foi desenvolvida por Serth (2005) a partir da solução da equação de Navier-Stokes para anulares concêntricos e, também, da definição de diâmetro hidráulico através da correlação proposta por Lamb (1945).

$$D_{H5} = (D_2 - D_1) \frac{\left[1 + (D_1/D_2)^2 \frac{(1 - (D_1/D_2)^2)}{\ln(D_1/D_2)}\right]}{(1 - (D_1/D_2)^2)} \quad (3128)$$

A seleção da equação de diâmetro hidráulico dependeu do tipo de fluido, do modelo reológico, e da geometria do tubo. Segundo um trabalho realizado por Scheid *et al.* (2011), em todos os casos estudados, as Equações 27 e 29 apresentaram resultados semelhantes. Em contraste, as Equações 30 e 31, que apresentaram resultados insatisfatórios.

2.4. Escoamento multifásico

Quando duas ou mais fases escoam simultaneamente em um tubo, escoamento denominado multifásico, o comportamento do escoamento é muito mais complexo do que para um escoamento de fase única. Na indústria do petróleo, o escoamento multifásico é frequentemente encontrado na coluna de perfuração, na coluna de produção e nos dutos de transporte de petróleo, já que óleo, gás, água e detritos (cascalho e areia) são produzidos e transportados diariamente na rotina operacional.

Nesse tipo de escoamento, as fases tendem a se separarem devido às diferenças na densidade. As tensões de cisalhamento na parede do tubo são diferentes para cada fase como resultado das diferenças de viscosidades e densidades. Para um escoamento gás-líquido, a expansão da fase gasosa, altamente compressível, com redução da pressão, aumenta a vazão volumétrica do gás. Como resultado, o gás e o líquido não escoam na mesma velocidade. Para fluxos em sentido ascendente a fase gasosa, a menos densa, mais compressível e menos viscosa, tende a escoar com maior velocidade que a fase líquida. Entretanto, em escoamentos de fluxo descendentes, o líquido frequentemente escoar mais rápido que o gás (BRILL e MUKHERJEE, 1999).

Durante o escoamento em um tubo, as interfaces deformáveis das fases apresentam variações de configuração ao longo do trecho, as quais são denominadas padrões de escoamento. Diferentes padrões de escoamento podem existir em um dado poço como resultado das grandes mudanças de pressão e temperatura dos fluidos ao longo da tubulação. Esses padrões dependem da magnitude relativa das forças que atuam sobre os fluidos e variam, principalmente, com a velocidade de escoamento, composição das fases, diâmetro, inclinação e tipo do material da tubulação (TREVISAN, 2003). A Figura 10 exemplifica os principais padrões de escoamento multifásico gás-líquido em um anular.

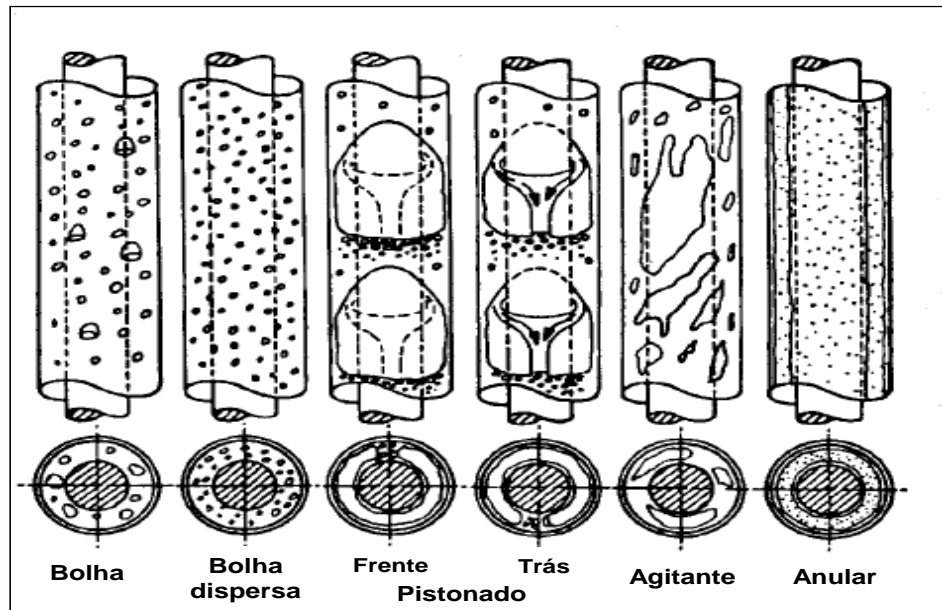


Figura 10 – Padrões de escoamento gás/líquido em fluxo ascendente vertical através de um tubo anular concêntrico. Fonte: Adaptado de Brill e Mukherjee (1999).

Além da predição correta dos padrões de escoamento, a determinação do fator de atrito, escorregamento entre fases, entre outros, são de extrema importância para um adequado dimensionamento dos dutos de produção e das unidades de bombeamento, bem como para o projeto de um sistema de separação nas plantas de processamento primário das plataformas.

2.4.1. Escoamento multifásico granular

Segundo Brennen (2005), escoamento granular pode ser definido como um conjunto de partículas sólidas dispersas em um fluido intersticial em movimento, possuindo todas as propriedades comuns de um escoamento multifásico. Por muitas décadas, esse escoamento tem sido amplamente estudado nos campos da física, engenharia química, mecânica dos fluidos, dinâmica de fluidos computacional, sendo encontrado, por exemplo, em indústrias químicas, farmacêuticas e alimentícias (DARTEVELLE, 2003). Já na indústria do petróleo, o escoamento granular pode ser observado, principalmente, nas atividades de perfuração de poços e na aplicação da técnica de *gravel pack* para controle de produção de areia.

Apesar de sua aparente simplicidade, o escoamento granular é ainda pouco compreendido por sua complexa interação sólido-sólido/sólido-líquido (fricção, colisão, interações hidrodinâmicas, movimento browniano e etc.) e por apresentar

comportamento reológico complexo não linear, instável e não uniforme (DARTEVELLE, 2003).

Muitos pesquisadores têm tentado desenvolver métodos para prever as características de escoamento sólido-líquido. Duas principais abordagens têm sido empregadas: a primeira é correlacionar dados empíricos, possivelmente utilizando alguns raciocínios semi-teóricos; a segunda é desenvolver abordagens teóricas com base na modelagem fenomenológica, tais como o modelo de duas camadas de Wilson (1976, 1988) ou de três camadas de Doron e Barnea (1993). Porém, normalmente, os modelos teóricos são bastante difíceis de executar para o uso prático, embora as correlações empíricas tenham uma gama limitada de aplicabilidade.

Neste tipo de escoamento multifásico, com uma fase discreta (sólidos) muito diluída, as forças do fluido determinam o movimento das partículas que constituem essa fase discreta. Quando a concentração da fase dispersa é baixa ($< 0,01\%$ vol.) as partículas têm pouco efeito sobre o movimento da fase contínua, facilitando a resolução de problemas através de métodos analíticos ou computacionais. Porém, mesmo em concentrações suficientemente baixas, há ainda efeitos sobre os coeficientes na equação do movimento das partículas que podem ser contabilizados. Por exemplo, o arraste na partícula ou a massa adicionada de uma partícula pode ser alterada pela presença de partículas vizinhas (BRENNEN, 2005).

À medida que a concentração da fase dispersa é aumentada, todo um espectro de complicações pode surgir, podendo afetar tanto o fluxo da fase contínua quanto o próprio movimento da fase dispersa. Dentre as interações entre as fases e as alterações provocadas, incluem-se (BRENNEN, 2005):

- Início ou alteração da turbulência no escoamento da fase contínua pelos movimentos das partículas (interação sólido/fluido);
- Introdução de um movimento aleatório à fase discreta provocada pela colisão entre as partículas (interação sólido/sólido);
- Geração de movimentos turbulentos adicionais na fase contínua devido as colisões entre partículas e os movimentos aleatórios causados na fase discreta (interação sólido/fluido).

Muitas vezes, as interações entre as partículas tornam-se importante, mesmo se elas realmente não se chocam. Fortes, Joseph e Lundgren (1987) demonstraram que, em fluxos com elevados números de Reynolds, existem vários mecanismos importantes de interações sólido/sólido que ocorrem quando uma partícula encontra “o rastro” de outra partícula. A partícula segue o mesmo caminho da partícula a frente (líder), choca-se com a partícula “líder”, quando a alcança, movimentando-se de forma aleatória e descontrolada. Em leitos empacotados estas interações resultam no desenvolvimento de bandas laterais da alta concentração separados por regiões de baixa concentração, com fração de volume quase igual a zero.

Dartevelle (2003) propôs em seu estudo a distinção de três comportamentos granulares com relação à concentração volumétrica de partículas, ilustrados pela Figura 11: (i) na região diluída do fluxo ($10^{-3} < \epsilon_s < 1\%$ v/v) partículas flutuam e transladam aleatoriamente, esta forma de dissipação viscosa é denominada cinética, (ii) em concentração mais elevada ($1 < \epsilon_s < 50\%$ v/v), em adição a forma de dissipação anterior, as partículas podem se colidir levemente e de forma rápida, dando origem a uma maior dissipação, chamada de dissipação viscosa colisional, e (iii) em uma concentração muito elevada ($> 50\%$ v/v), próximo do limite máximo de empacotamento ($\sim 64\%$ v/v), os grãos ficam dispostos a contatos mais longos entre si, provocando, ao mesmo tempo, atrito e deslizamento, dando origem a uma dissipação friccional.

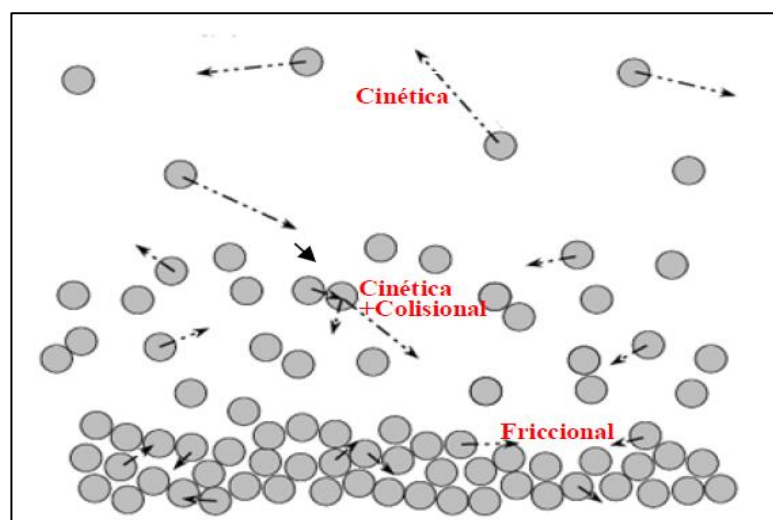


Figura 11 – Três principais formas de dissipação de energia dentro de um fluxo granular: cinética, cinética + colisão e friccional.

Fonte: Adaptado de Dartevelle (2003).

Em uma visão macroscópica do escoamento granular, durante o fluxo de sólido e líquido em dutos, as fases líquidas e sólidas podem estar distribuídas em diferentes configurações dependendo da vazão do fluido, forma, tamanho e inclinação do tubo, propriedades do sólido e do líquido (SUZANA, 2006). Os primeiros estudos dedicados ao transporte de sólidos e líquidos em tubos tentaram determinar os principais padrões de escoamento granular (PEYSSON, 2004).

Peysson (2004) tentou organizar o padrão de escoamento a partir de quatro regimes de fluxo principais, conforme ilustrado pela Figura 12.

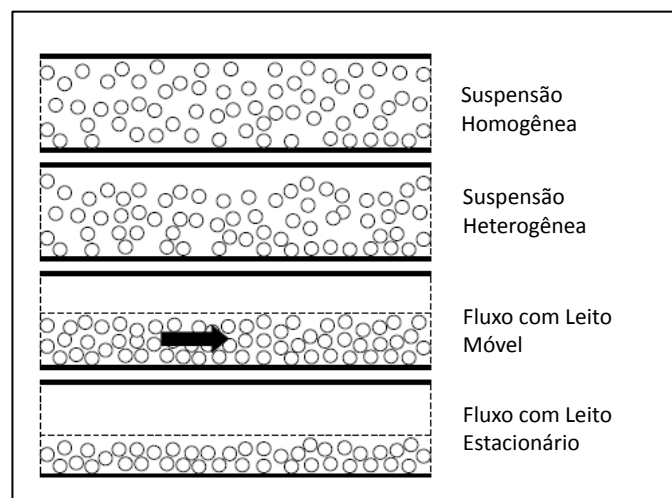


Figura 12 – Principais regimes de escoamento para o transporte sólido / líquido. De cima para baixo: a taxa média de fluxo está diminuindo. Fonte: Adaptado de Peysson (2004).

Em altas velocidades de escoamento, a mistura turbulenta é suficientemente grande para manter uma dispersão homogênea de sólidos na fase líquida. Para fluxos laminares, os processos de difusão das partículas sob cisalhamento foram mostrados por Leighton e Acrivos (1987), e este efeito pode limitar a sedimentação e produzir fenômenos de ressuspensão. Em ambos os casos, a fração de volume de sólido no tubo pode ser considerado como constante no espaço e no tempo. Segundo Suzana (2006), é aceitável considerar que não existe escorregamento entre as duas fases, isto é, a velocidade dos sólidos é igual à velocidade do líquido.

Quando ocorrem reduções da taxa média de fluxo, os mecanismos de mistura ou ressuspensão podem ser da mesma ordem de grandeza do efeito de gravidade, fazendo com que suspensões heterogêneas sejam observadas com uma distribuição de sólidos não simétricos na direção radial do tubo.

Quando a velocidade do escoamento continua a ser reduzida, a velocidade limite para início da deposição das partículas pode ser alcançada e, neste caso, um leito de sólidos é formado. Abaixo deste valor, dois regimes de escoamento são considerados: fluxo com leito móvel ou fluxo com leito estacionário. Segundo Peysson (2004), as fronteiras entre esses regimes não são simples de observar e regimes intermediários podem ocorrer. A Figura 13, proposta por Oliveira Junior *et al.* (2012), traz de forma clara os dois tipos de comportamento de escoamento com formação de leito citados acima.

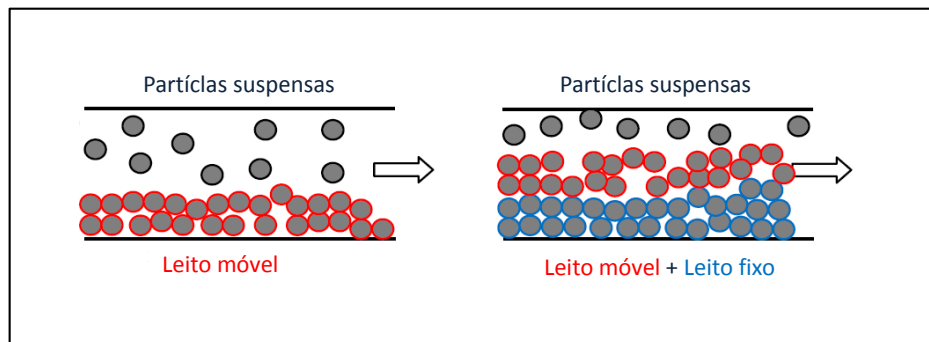


Figura 13 – Esquema de regimes de escoamento com formação de leito de sólidos.

Fonte: Adaptado de Oliveira Junior *et al.* (2012).

Em baixas taxas de fluxo da mistura, as partículas de sólidos se acumulam no fundo do tubo conforme mostrado pela Figura 13. Assim, elas formam uma camada de leito fixo, que se move ao longo da parte inferior do tubo (fluxo com leito móvel). A concentração desta camada corresponde ao empacotamento máximo, ou quase. A parte superior do tubo é ocupada por uma mistura heterogênea de fluido e sólido.

Quando a taxa de fluxo da mistura é demasiadamente baixa para permitir o movimento de todas as partículas imersas, um depósito fixo é observado na parte inferior do tubo. No topo do depósito de partículas são transportadas como uma camada separada em movimento. Em muitos casos, observa uma formação de duna/ondas na parte superior do leito, fenômeno conhecido como "saltação" (Figura 14).

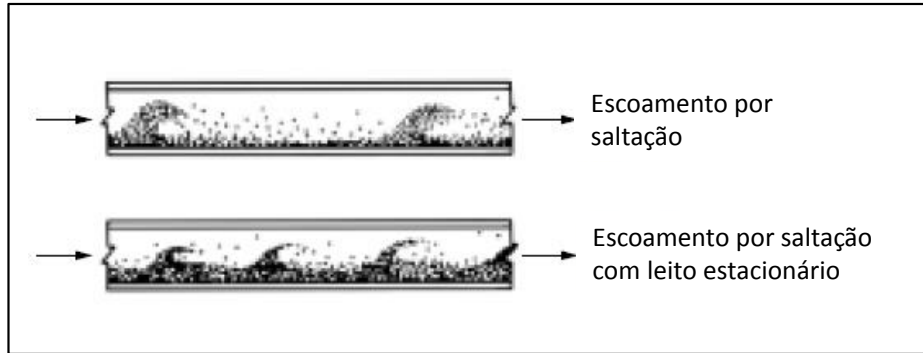


Figura 14 – Esquema de regimes de escoamento por saltação. Fonte: Adaptado de Peysson (2004).

Peysson (2004) propôs em seu trabalho, baseado em estudo de outros autores, um mapa de fluxo (Figura 15) que representa esquematicamente os regimes de escoamento apresentados na Figura 14 para diferentes sistemas presentes na perfuração e produção de petróleo e gás. Este mapa leva em consideração a velocidade do fluxo e o tamanho das partículas, classificando-os por tipos de fluidos e sólidos.

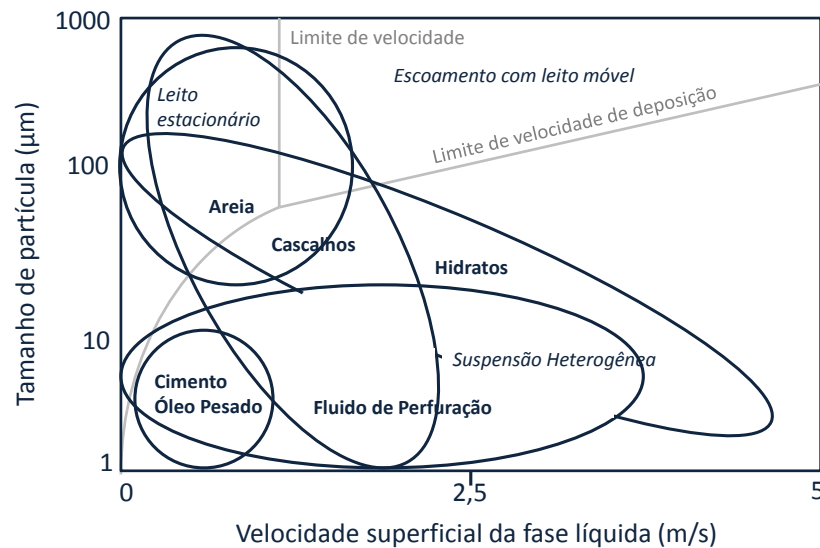


Figura 15 – Esquema de regimes de escoamento para diferentes tipos de fluidos. Fonte: Adaptado de Peysson (2004).

2.5. Estado da arte na engenharia de fluidos de perfuração

2.5.1. Desempenho na limpeza do poço

Atualmente, poços de petróleo, estruturalmente complexos, são amplamente utilizados no desenvolvimento de campos de petróleo *offshore*, na exploração de campos maduros e de campo com baixa permeabilidade. No entanto, a limpeza ineficiente de um poço ocorre, normalmente, nas seções com alto desvio e em seções horizontais, o que afeta diretamente a taxa de penetração e a segurança do poço (XIAOFENG *et al.*, 2013).

A limpeza ideal de poço refere-se à remoção eficiente dos cascalhos durante a perfuração e para esta condição acontecer, muitos fatores devem ser considerados. Para transportar eficientemente os cascalhos para fora do poço, o meio de transporte (fluido de perfuração) deve ser capaz de suspender as partículas sólidas e, também, deve haver energia suficiente, sob a forma de movimento, para empurrar os sólidos para fora do poço. Muitos pesquisadores têm conduzido trabalhos para identificar os fatores que afetam a limpeza do poço e as melhores faixas de operação para esses parâmetros. Entretanto, diferentes resultados ainda são apresentados na literatura para um mesmo parâmetro, demonstrando que existe necessidade de aprofundamento nesta linha de pesquisa.

Existem muitos fatores que afetam a capacidade do fluido de perfuração de transportar eficientemente os cascalhos à superfície e proporcionar uma limpeza ótima do poço. Algumas das principais variáveis são apresentadas abaixo:

- Tamanho e forma do cascalho;
- Excentricidade da coluna perfuração;
- Densidade do cascalho do fluido de perfuração;
- Reologia do fluido de perfuração;
- Extensão e ângulo da região anular;
- Rotação da coluna perfuração;
- Efeito do escoamento multifásico;
- Taxa de penetração (ROP);
- Leito de cascalhos.

Os autores Adari *et al.* (2000 *apud* TOBENNA, 2010) apresentaram em seu trabalho uma proposta de classificação qualitativa para as variáveis que influenciam no desempenho da limpeza do poço. Na Figura 16 foi avaliado o grau de influência da variável na limpeza do poço e seu nível de controle no campo.

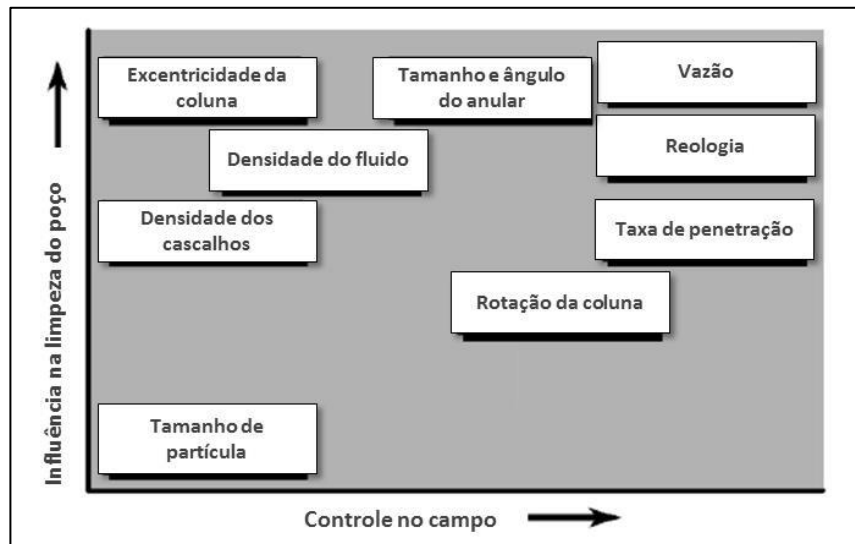


Figura 16 – Variáveis chave que controlam o transporte de cascalhos.

Fonte: Adari *et al.* (2000 *apud* TOBENNA, 2010).

Os autores Qahtani e Amanullah (2010) apresentam, de forma sintetizada, o efeito dos principais fatores na eficiência de limpeza de poço:

- **Densidade do Fluido:**

A densidade do fluido tem um efeito significativo na eficiência da limpeza, apesar de sua principal função ser a estabilização do poço. Ela influencia a limpeza afetando a flutuação dos cascalhos. Quanto maior a densidade, melhor será a tendência de flutuação dos cascalhos e, conseqüentemente, maior será a eficiência de limpeza do poço.

- **Rotação da Coluna de Perfuração:**

A condição da coluna durante a perfuração tem um papel importante na melhoria da eficiência da limpeza do poço, especialmente em poço horizontais, inclinados e com longa extensão. A ação rotacional da coluna no leito de cascalhos, geralmente

formado na parte inferior do poço, tem um significativo efeito na agitação, erosão e transporte dos cascalhos.

- **Inclinação do Poço:**

O ângulo de inclinação do poço tem o maior efeito na formação natural do leito de cascalhos e na eficiência de limpeza para um dado tipo de fluido, principalmente em poços horizontais, desviados e com longa extensão. Na seção inclinada do poço, o fluido tem uma menor velocidade vertical para carrear os sólidos contra as forças de deslizamento e, com isso, pode haver dificuldade para limpar o poço adequadamente.

A coluna localizada em um poço inclinado apresenta uma folga anular pequena na porção inferior do poço e uma maior folga na parte superior. Logo, a maior fração de fluido escoar na parte superior do poço, conseqüentemente com baixa erosão, agitação e transporte do leito de cascalhos. Em virtude deste fato, ocorre a formação de um leito, compacto, de cascalhos na parte inferior da coluna.

Em poços direcionais com inclinação menor do que 30 graus, os cascalhos são mantidos suspensos pelo cisalhamento do fluido, e nenhum leito de sólidos é formado. Uma velocidade anular entre 20 e 30% maior que a velocidade mínima requerida para um poço vertical é suficiente para uma limpeza efetiva. Formação de leito é muito comum em poços cujo ângulo de inclinação é maior do que 30 graus.

- **Tamanho dos Cascalhos:**

O tamanho e densidade dos cascalhos de perfuração, sua forma e interação potencial com o fluido tem um efeito significativo na limpeza do poço.

Quanto maior o tamanho do cascalho e sua densidade, maior será sua velocidade de deslizamento e maior a dificuldade no transporte destes sólidos. Um aumento no limite de escoamento (*YP – yield point*) e da força gel do fluido de perfuração pode neutralizar o aumento da velocidade de deslizamento.

- **Reologia do Fluido:**

A característica reológica do fluido de perfuração, tais como limite de escoamento (τ_0) e viscosidade plástica (μ_p) tem um papel importante na limpeza do poço.

Dentre essas variáveis, especialmente as propriedades reológicas a baixa taxa de cisalhamento, que prevalece na seção anular entre a coluna e a parede do poço, têm o maior impacto na eficiência de limpeza.

- **Taxa de penetração (ROP):**

A carga de cascalhos no poço é associada ao ROP da broca de perfuração. Alto ROP gera alto volume de cascalhos, levando a uma alta concentração dentro do poço. Se a concentração excede um valor crítico, o fluido perde o potencial de limpar o poço adequadamente. Alta carga de sólidos aumenta a densidade relativa do fluido no anular, levando a maiores perda de pressão na circulação, o que traz uma menor taxa de escoamento.

- **Vazão do Fluido:**

A vazão do fluido no anular deve ser escolhida para transportar os cascalhos do fundo para a superfície em uma maneira que seja compatível com a taxa de geração de cascalhos. Logo, o dimensionamento da bomba com a correta vazão é uma das maiores tarefas dos projetos de perfuração de poços.

A taxa de transporte aumenta consideravelmente em altas vazões com coluna em rotação para cascalhos de porte médio e pequeno.

2.5.2. Trabalhos técnicos aplicados à engenharia de fluidos de perfuração

Segundo os autores Xiaofeng *et al.* (2013), atualmente os métodos para estudar os parâmetros que influenciam na limpeza de poço podem ser divididos em quatro tipos:

- 1) Observações experimentais;
- 2) Simulações de CFD;
- 3) Correlações teóricas e modelos;

4) Testes de campo.

As observações experimentais e simulações de CFD são utilizadas, principalmente, para analisar os efeitos de diferentes parâmetros na limpeza de poço e obter informações fenomenológicas do processo. Os modelos e correlações teóricas são aplicados, principalmente, para calcular altura do leito de sólidos, velocidade crítica e etc., para fornecer uma orientação para a concepção de parâmetros hidráulicos. A precisão dos três primeiros métodos pode ser verificada por meio de testes de campo.

2.5.2.1. Pesquisas experimentais sobre limpeza de poço

A Tabela 1 apresenta algumas pesquisas experimentais de limpeza poço realizadas até o ano 2000. A tabela indica que a vazão, densidade e reologia do fluido, a inclinação, excentricidade e a rotação da coluna de perfuração, a taxa de penetração (ROP) e o tamanho de partícula, bem como a interação destes fatores possuem certo efeito sobre o transporte de cascalhos.

Tabela 1 - Análise experimental dos principais parâmetros de limpeza de poço. Adaptado de Xiaofeng *et al.* (2013)

Autores	Variável Principal	Fator Adicional	Conclusões
Li <i>et. al.</i> (1999)	Vazão do Fluido	-	A capacidade de carreamento aumenta drasticamente para vazão maior do que a velocidade crítica de transporte cascalhos
Okrajni <i>et. al.</i> (1986)	Reologia do Fluido	-Padrão de Fluxo	Para escoamento laminar, a relação entre o ponto de deformação (Yield Point – YP) e a viscosidade plástica deveria ser tão elevada quanto possível para melhorar a eficiência de limpeza do poço. O transporte de cascalhos não foi afetado pela reologia fluido em escoamento turbulento
Tomrenet. <i>al.</i> (1986)		-	Os fluidos com maior viscosidade apresentam melhores taxa de transporte de cascalhos para um regime laminar de escoamento
Li <i>et. al.</i> (1999)		-Inclinação	A limpeza de poço é mais eficiente com fluidos com baixa viscosidade em escoamento turbulento para um poço horizontal ou com um fluido de alta viscosidade em escoamento laminar para um poço vertical
Peden <i>et. al.</i> (1990)	Inclinação	-	Poços com ângulos entre 40 e 60 graus são os piores para transporte de cascalho
Okrajni <i>et. al.</i> (1986)		-	Cascalhos são difíceis de serem transportados em poços com inclinação de 45 - 55 graus
Brown <i>et. al.</i> (1989)		-	A pior taxa de limpeza geralmente ocorre com ângulos na região de 50 a 60 graus
Peden <i>et. al.</i> (1990)	Rotação da Coluna	-Viscosidade -Velocidade -Excentricidade -Tamanho do poço	A rotação da coluna tem um efeito significativo sobre a velocidade mínima de transporte (VMT) em fluidos de média ou alta viscosidade. A VMT foi reduzida na excentricidade +50%, mas não houveram efeitos visíveis da rotação da coluna na excentricidade -50%. Em anulares mais estreitos, uma boa limpeza do poço pode ser obtida
Sifferman <i>et. al.</i> (1992)		-Inclinação -Tamanho de partícula -ROP	A rotação da coluna tem o maior efeito na limpeza de quase horizontal poço, para cascalhos com tamanhos menores e com baixa ROP
Sanchez <i>et. al.</i> (1999)		-Inclinação -Vazão -Tipo de movimento	O movimento "orbital" da coluna pode eficientemente melhorar a limpeza do poço. Com ângulo de 90 graus e baixa vazão, altas rotações da coluna produzem os melhores resultados. Alta velocidade de rotação são melhores em menores inclinações
Saasen <i>et. al.</i> (1998)	Diferencial de Pressão	-	A altura do leito de cascalhos é reduzida quando a perda de carga por fricção no circuito hidráulico é aumentada. Uma perda de pressão suficientemente alta no anular é necessária para obter adequada limpeza do poço, independentemente do tipo de fluido utilizado
Li <i>et. al.</i> (1999)	ROP	-	O aumento do ROP resulta no aumento da altura do leito para uma vazão fixa de fluido. Para uma dado ROP, um aumento na vazão do fluido resulta em uma menor altura de leito
Wang <i>et. al.</i> (1995)	Densidade do Fluido	-	O leito de cascalhos e a velocidade crítica de transporte reduzem com o aumento da densidade
Belavadi <i>et. al.</i> (1994)		-Vazão	Aumento na vazão de fluidos com altas densidades, aumentavam significativamente a taxa de transporte
Sifferman <i>et. al.</i> (1992)		-Vazão	A velocidade anular e a densidade do fluido apresentam-se com as variáveis com maior influência sobre o transporte de cascalhos. Sendo que, para uma dada vazão, o leito de cascalhos diminuiu consideravelmente com a utilização de fluidos com maiores densidades.
Bassal <i>et. al.</i> (1995)	Tamanho de Partícula	-	Partículas menores são ligeiramente mais difíceis de carrear (estudo com 2-7 mm)
Martins <i>et. al.</i> (1996)		-	Partículas maiores são sempre mais difíceis de transportar do partículas menores (estudo com 2-6 mm)
Sanchez <i>et. al.</i> (1999)		-Viscosidade -Rotação	Em altas rotações e alta viscosidade do fluido, as partículas menores são mais fáceis de transportar
Pedem <i>et. al.</i> (1990)		-	Partículas menores são mais difíceis de transportar em qualquer ângulo de poço com baixa viscosidade do fluido. Enquanto partículas maiores são mais fáceis de transportar com ângulos menores (0 - 50 graus) com altas viscosidades (estudo com 1,7 - 3,35 mm)
Okrajni <i>et. al.</i> (1986)	Excentricidade da Coluna	-	O transporte de sólidos é ligeiramente afetado pela excentricidade em baixos ângulos mas com o aumento da inclinação o efeito da excentricidade é mais pronunciado em escoamento laminar
Wang <i>et. al.</i> (1995)		-	A concentração de cascalhos aumenta com a redução da excentricidade. A excentricidade da coluna provoca um aumento na velocidade crítica no anular

Como mostrado na Tabela 1, o efeito da reologia do fluido de perfuração, tamanho de partícula e rotação da coluna sobre o transporte de cascalhos pode ser dependente de outros fatores, o que leva à complexidade das observações, podendo existir conclusões diferentes entre diferentes autores.

Li *et al.* (2000) estudaram os efeitos de reologia do fluido e o tamanho das partículas sobre o transporte de cascalhos nas operações com *Coiled Tubing* (tubos flexíveis). Os experimentos foram realizados em um sistema de fluxo em *loop* que consistia de um tubo horizontal transparente de 20 pés de comprimento com um diâmetro interno de 5,0 polegadas. O estudo sobre a reologia do fluido indicou: 1) Nas seções horizontais, fluidos à base de polímeros Xanvis e HEC são mais eficazes do que a água, em termos de capacidade de carregamento, mas não podem erodir uma cama de cascalhos estacionária. 2) Para o poço vertical, a limpeza do poço é mais eficiente se um fluido de alta viscosidade é bombeado em um regime de fluxo laminar, em vez de um fluido de baixa viscosidade, em fluxo turbulento. 3) Polímero Xanvis com uma carga de sólidos 20lb/1000gal tem excelente capacidade de carregamento e é eficiente para limpeza de poços com até 60 graus de inclinação. Além disso, para a gama de tamanho de partículas testadas (0,15-7 mm), o tamanho médio de 0,76 mm representa a maior dificuldade para o transporte de sólidos com a água. A conclusão é consistente com Martins *et al.* (1996) com relação ao fluido à base de polímero Xanvis.

Duan *et al.* (2008) focaram seus estudos em uma faixa de tamanhos de partículas (0,45 mm - 3,3 mm) em uma unidade experimental com fluxo em *loop* de 8 polegadas de diâmetro e 100 pés de comprimento. Estas experiências foram realizadas com água e fluidos poliméricos. Os resultados indicam que cascalhos menores possuem maior dificuldade para ser removidos do que as partículas com dimensões maiores, quando testados com água. No entanto, quando testado com fluido preparado com uma solução de 0,25 ppb de polímero PAC (celulose polianiônica), os cascalhos menores foram mais fáceis de serem transportados. Além disso, a rotação da coluna e a reologia do fluido foram os fatores-chave para o controle de transporte cascalhos de pequeno tamanho.

Além disso, Duan *et al.* (2009) ainda realizaram experiências para determinar a velocidade crítica de ressuspensão (VCR) e a velocidade crítica de deposição (VCD) de partículas de areia com tamanhos de 0,45 mm e 1,4 mm para diferentes fluidos e

em variadas alturas de leito e inclinações de anular. Foi relatado que, dependendo do tamanho da partícula de areia e das propriedades do fluido, o VCD é de aproximadamente duas a três vezes maior do que VCR. Além disso, foi reportado que a água é mais eficaz do que as soluções com baixa concentração de polímeros quando a erosão do leito de partículas, mas as soluções de polímero são mais úteis do que a água para impedir a formação do leito de cascalhos.

Ozbayoglu *et al.* (2008) observaram especificamente o efeito da rotação da coluna de perfuração na limpeza do poço utilizando uma unidade experimental com fluxo em *loop* de 3 polegadas de diâmetro e 12 pés de comprimento. Observou-se que a rotação da coluna tem uma melhora significativa no transporte de cascalhos, especialmente fazendo um movimento orbital (não somente o movimento em seu próprio eixo), e diminui drasticamente a velocidade crítica necessária para remover totalmente o leito de cascalhos. No entanto, a rotação da coluna não tem uma contribuição adicional para a limpeza do poço depois de certa velocidade de rotação.

Em um sistema de fluxo em *loop*, Sorgun (2010) também analisou o efeito da rotação da coluna de perfuração. O resultado indica que a rotação da coluna diminui significativamente a altura do leito e a velocidade crítica do fluido, necessária para prevenir o desenvolvimento do leito estacionário no caso da água e os fluidos de perfuração, especialmente se a coluna é totalmente excêntrica. No entanto, depois de certa velocidade de rotação do tubo, não foi observada nenhuma contribuição adicional da rotação da coluna na velocidade crítica do fluido. Além disso, para casos onde não há rotação ou baixa rotação da coluna, um aumento na viscosidade diminui número de Reynolds e a capacidade de transporte do fluido de perfuração, mas este efeito diminui à medida que a velocidade de rotação da coluna é aumentada.

Além dos fatores analisados acima, vazão de escoamento, inclinação, velocidade crítica e outros parâmetros também foram investigados em muitas pesquisas experimentais.

Ozbayoglu *et al.* (2004) realizaram alguns experimentos para analisar os efeitos dos principais parâmetros que afetam a eficiência do transporte de cascalhos em uma unidade experimental de fluxo em *loop* composta por uma coluna de 8 polegadas de diâmetro e 100 pés de comprimento em condições de baixa pressão e temperatura. Foi relatado que a velocidade média no anular é o parâmetro dominante sobre a

limpeza do poço, e um fluxo turbulento é o melhor para a prevenção do desenvolvimento do leito de sólidos. Além disso, as propriedades dos cascalhos, a densidade do fluido, inclinação e a excentricidade tem algum efeito sobre o transporte de cascalhos. Em 2010, os mesmo autores ainda estudaram a velocidade crítica em uma unidade experimental de fluxo em *loop* composta por uma coluna de 4 polegadas de diâmetro e 15 pés de comprimento. Os resultados mostram que o leito estacionário é desenvolvido quando a taxa de fluxo é inferior a 6 pés/s, e uma taxa de fluxo crítica de 8 pés/s é necessária para estabelecer uma condição de ausência de formação de leito.

Além da análise da rotação da coluna e da reologia do fluido, Sorgun (2010), ainda estudou os efeitos da velocidade do fluido, da inclinação da coluna e do ROP na eficiência no transporte de cascalhos. Os resultados mostram que a altura do leito diminui drasticamente, para todos os fluidos de perfuração, quando há aumento da velocidade do fluido. Depois de certa velocidade, o leito estacionário é removido do poço. A inclinação do poço entre 60 e 90 graus tem um ligeiro efeito sobre a espessura do leito de cascalhos dentro do anular, independentemente do fluido com a coluna sem rotação. Quando a velocidade do fluido é de 0,95 m/s em uma região horizontal do anular, nenhuma mudança significativa na altura do leito é observada a medida que a taxa de penetração (ROP) é aumentada.

Kelessidis e Mpandelis (2004) analisaram os efeitos dos parâmetros hidráulicos no transporte de cascalhos em uma instalação experimental com 70 cm de diâmetro e 5 m de comprimento. As experiências foram realizadas com água e soluções aquosas de carboximetilcelulose (CMC). Os resultados dos testes foram baseados na observação visual, em vídeo e imagens fotografadas. Eles relataram que o leito de sólidos pode ser melhor erodido com o aumento da vazão do fluido. Para uma taxa de fluxo mais elevada, mas não suficientemente alta para suspensão total, os sólidos não se depositam na parede, mas escoam em camadas perto da parede inferior do anular.

Shadizadeh e Zoveidavianpoor (2012) realizaram experimentos para analisar os efeitos da inclinação do poço, reologia do fluido, tamanho dos cascalhos, taxa de circulação e tamanho do anular na velocidade de transporte dos cascalhos, utilizando o conceito de velocidade mínima de transporte. Eles utilizaram uma unidade experimental de fluxo circulante composta por uma coluna de 5 pés de

comprimento e 3,7 polegadas de diâmetro com inclinação entre 0 e 90 graus. Os resultados indicam que o tamanho dos cascalhos tem um efeito maior sobre o transporte de sólidos em fluidos de baixa densidade. À medida que o tamanho dos cascalhos aumenta, a velocidade de deslizamento aumenta com a mesma densidade de fluido. O aumento da taxa de fluxo do fluido leva a um aumento no número de Reynolds, mas diminuiu o coeficiente de arraste e, como resultado, da diminuição da força de arraste o transporte de cascalhos diminui drasticamente.

2.5.2.2. Simulações em CFD aplicadas à avaliação da limpeza de poço

A ferramenta CFD pode eliminar a necessidade de instalações laboratoriais dispendiosas e pode ser utilizada para simular um número ilimitado de condições físicas e operacionais em qualquer tipo de poço. Esta ferramenta tem ajudado os pesquisadores a chegar à raiz dos problemas, fornecendo informações onde as medições são difíceis ou impossíveis de realizar (Xiaofeng *et al.*, 2013).

Segundo Xiaofeng *et al.* (2013), Bilgesu *et al.* (2002, 2007) foram um dos primeiros pesquisadores a analisar os parâmetros de transporte de cascalhos utilizando CFD. As simulações mostram que a rotação da coluna de perfuração pode melhorar o transporte de sólidos, mas o efeito é mais pronunciado para um tamanho menor de partícula. A eficiência de transporte tem uma tendência de diminuição com o aumento da velocidade do fluido no anular. Além disso, a inclinação e o ROP também tem grande impacto sobre a concentração de cascalhos no poço.

Ali *et al.* (2002) realizaram um estudo em CFD no transporte de cascalhos em poços horizontais e verticais. Os parâmetros que afetam o transporte de cascalhos foram classificados em quatro grupos, densidade e viscosidade do fluido, tamanho dos sólidos e ROP. As simulações mostram: 1) A melhor eficiência de limpeza é obtida com um fluido de baixa viscosidade em fluxo turbulento. 2) Um aumento na vazão do fluido de alta densidade, melhora o transporte de sólidos. 3) O transporte de cascalhos para partículas de pequena dimensão é melhorado quando um fluido de alta densidade é utilizado no sistema de recirculação. 4) O transporte de cascalhos aumenta à medida que aumenta a viscosidade. 5) As simulações indicam que se torna mais difícil a remoção partículas a medida que a inclinação diminui (em sentido

à horizontalidade). 6) As partículas maiores são mais fáceis de serem removidos com água, e são notavelmente afetadas pelo aumento da vazão do fluido.

Li *et al.* (2009, 2010) estudaram o efeito de rotação da coluna na limpeza em poços horizontais utilizando CFD através de um modelo com 0,5 de excentricidade. As simulações indicam: 1) A rotação da coluna impulsiona o movimento circunferencial do líquido e do sólido. 2) O movimento helicoidal é a principal forma de movimento do líquido e dos sólidos. 3) A rotação da coluna não só reduz a concentração de sólidos no anular, mas também faz os cascalhos se acelerarem. 4) A distribuição de partículas é assimétrica no anular. 5) A velocidade de rotação entre 80 e 120 rpm tem um efeito significativo sobre o leito de cascalhos.

Chen *et al.* (2012) utilizaram o CFD para analisar o mecanismo de uma coluna com *Hydroclean* (Figura 17) para a limpeza do poço. Os diagramas de campo vazão, velocidade e pressão do *Hydroclean* foram simulados para examinar o efeito da estrutura de ranhuras em espiral sobre o comportamento de fluxo no anular. Os resultados mostram que o fluido pode formar *vortex* perto das ranhuras espiraladas do sistema do *Hydroclean* e os cascalhos são transportados pelo *vortex* da parte inferior para a superior. Além disso, a rotação da coluna produz uma força centrífuga, que faz com que os cascalhos sejam projetados para a porção superior do anular.

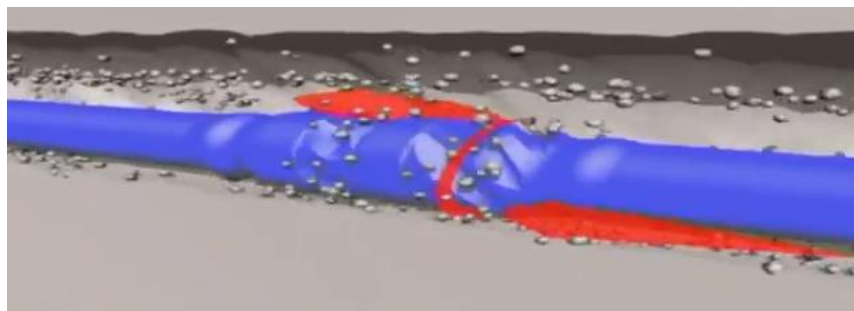


Figura 17 – Sistema *hydroclean* instalado na coluna de perfuração para melhorar a eficiência de remoção de cascalhos. Fonte: Vallourec Group (2012)

Al-Kayiem *et al.* (2010) realizaram um estudo em CFD no transporte de cascalhos em poços inclinados. As simulações foram conduzidas em várias vazões do fluido, desde 136 até 204 m³/h, em uma inclinação de 30 graus. Foram ainda testados três tamanhos e esfericidades diferentes para os cascalhos. Os resultados mostram que, para inclinação estudada, orientação, o desempenho de limpeza foi mais eficaz para

maiores vazões para todos os tipos de partículas testadas. Os resultados da simulação ainda revelam que houve um efeito significativo do tamanho dos cascalhos sobre o transporte, onde as partículas menores são mais fáceis de carrear bem com as partículas com maior esfericidade.

Mishra (2007) investigou os parâmetros de limpeza de poço utilizando CFD em poços horizontais e inclinados para determinar os efeitos destes parâmetros na eficiência de limpeza. Foram estudados os efeitos da velocidade do fluido, tamanho de cascalho, taxa de penetração (ROP), rotação da coluna de perfuração e do ângulo de inclinação. Na simulação multifásica o autor utilizou o modelo Euleriano sendo a avaliação feita após o sistema atingir o regime permanente. Os resultados das simulações mostram que a formação do leito de cascalhos é observado perto da seção de entrada do anular e o transporte dos sólidos na seção anular se dá sob a forma de fluxo estratificado. As simulações ainda indicam que: 1) A vazão do fluido, o ângulo de inclinação e o ROP têm o maior impacto sobre a concentração de cascalhos. 2) A rotação da coluna também que pode melhorar o transporte de cascalhos mas, geralmente, tem um maior efeito sobre as partículas menor de tamanho.

Júnior (2005) estudou efeito do escoamento em circulação reversa na limpeza de um poço de petróleo utilizando a mecânica dos fluidos computacional. A simulação do transporte de cascalhos foi feita por um fluido de comportamento não-Newtoniano, utilizando a abordagem Lagrangeana. Foi feita a comparação da circulação reversa do fluido com a circulação convencional, adotando idênticos parâmetros operacionais. Foi observado que a velocidade média do fluido e, conseqüentemente das partículas, é maior no interior da coluna do que no espaço anular, pois a seção reta do tubo é menor, o que aumenta a capacidade de transporte das partículas na circulação reversa. Desta forma, reduções da vazão do fluido de perfuração são possíveis sem perda de carregamento, conforme foi comprovado por simulação. Ainda, na circulação convencional ocorre uma maior centrifugação (devido ao maior raio do anular) e isto faz com que algumas partículas de maior diâmetro sejam centrifugadas para a parede do poço e não consigam sair do domínio.

2.5.2.3. Correlações teóricas e modelos aplicados à limpeza de poço

Através das observações experimentais e das simulações de CFD é possível uma melhor observação dos fenômenos e aumentar o entendimento do processo de transporte de cascalhos. Segundo Xiaofeng *et al.* (2013), para descrever, quantitativamente, a eficiência do transporte de cascalhos, foram desenvolvidos um grande número de correlações e modelos, e dois tipos de parâmetros foram utilizados como variáveis alvo. O primeiro tipo indica a quantidade de cascalhos no anular sob uma dada condição de perfuração, e pode ser calculada por meio de correlações e modelos de cascalhos no anular. O segundo tipo apresenta a velocidade anular necessária para manter uma quantidade mínima de cascalhos no poço, e pode ser obtido a partir das correlações e modelos de velocidade crítica no anular.

- **Correlações e modelos de cascalhos no anular**

Em estudos anteriores, a altura equivalente do leito de cascalhos (BROWN, BERN e WEAVER, 1989; GAVIGNET e SOBEY, 1989; SANTANA, MARTINS e JR, 1998), a concentração de cascalhos (DUAN *et al.*, 2008; MARTINS e SANTANA, 1992) a área do leito no anular (LUO, BERN e CHAMBERS, 1992) e a razão entre a massa de partículas em suspensão e a massa inicial de cascalhos depositados (LOUREIRO *et al.*, 2010) podem ser utilizados para descrever a quantidade de cascalhos no anular. Entretanto, a complexidade do transporte de cascalhos leva à grandes diferenças entre os estudos teóricos e condições reais de perfuração. Portanto, os modelos de camadas estáveis, os modelos transientes e os modelos multi-região constantemente apareceram nos últimos anos na literatura.

Com base na condição de estado estacionário, Cho, Shah e Osisanya (2000) desenvolveram um modelo duas camadas negligenciando entrada e saídas do reservatório. O modelo ignorou o deslizamento entre os sólidos e o líquido, a rotação da coluna e interação sólido-líquido. Ele foi aplicado para identificar os efeitos de fluxo de fluidos em leitos porosos de cascalho e as diferenças de velocidades relativas entre os cascalho e fluido na perfuração hidráulica em operações de *coiling tubing*.

O modelo transiente proposto por Doan *et al.* (2003) pôde simular o transporte de cascalhos em um anular de excentricidade arbitrária e incluir a deposição e ressuspensão de cascalhos, a formação e o movimento do leito de cascalhos. A interação entre a fase fluida e a fase sólida na camada em suspensão e a interação entre o leito de cascalhos e camada em suspensão foram incorporadas.

Além dos modelos de camada, o sistema de duas regiões composto por um leito fluidizado e um leito estacionário foi introduzido por Espinosa-Paredes, Salazar-Mendoza e Cazarez-Candia (2007) e o método de média foi utilizado para analisar os resultados. A velocidade média e a queda de pressão média foram resolvidas numericamente por meio da técnica de diferenças finitas no esquema implícito, e os resultados são concordantes com os dados experimentais.

- **Correlações e modelos de velocidade crítica no anular**

Zhao *et al.* (2004) estudaram a velocidade crítica para o movimento incipiente da partícula face à aleatoriedade da localização da partícula. Uma variável aleatória adimensional de submersão foi introduzida para designar o local de aleatoriedade, e a correlação crítica foi construída por meio de análise de equilíbrio de momento. Os resultados da correlação têm uma boa concordância com os dados experimentais para partículas com a faixa de diâmetros entre 0,001 mm a 10 mm.

Duan *et al.* (2009) desenvolveram um modelo mecanicista para prever a velocidade crítica de ressuspensão (VCR) para um leito de sólidos. O modelo contabiliza a excentricidade da coluna em qualquer direção do anular, e é consistente com as observações experimentais. Além disso, as correlações existentes para a velocidade crítica de deposição (VCD) desenvolvidas para cascalhos com grandes dimensões foram verificadas através de dados experimentais, e as diferenças são aproximadamente 25%.

Ozbayoglu *et al.* (2010) conduziram experimentos para desenvolver uma correlação empírica para calcular a velocidade crítica para prevenir o desenvolvimento do leito de cascalhos. A inclinação, ROP, tamanho do anular, viscosidade e densidade do fluido foram considerados. Mas a correlação é somente adequada para excentricidade total e sem rotação de coluna.

Mohammadsalehi e Malekzadeh (2011) combinaram o modelo de Larsen, Pilehvari e Azar (1993) e a correlação de Moore, e desenvolveram a correlação para a vazão mínima e todas as inclinações entre 0 e 90 graus. Dentro do intervalo de 0 a 55 graus de inclinação, à medida que a reologia do fluido de perfuração aumenta a válvula para controle de vazão se restringe, e uma melhora no transporte de cascalhos pode ser obtida com um aumento na vazão do fluido. Dentro dos intervalos de alta inclinação, propriedades reológicas inferiores para o fluido de perfuração são mais desejáveis e produzem melhores efeitos na limpeza do poço.

2.6. Modelagem computacional

2.6.1. Revisão sobre fluidodinâmica computacional CFD

Segundo Slater (2012), dinâmica dos fluidos computacional ou fluidodinâmica computacional é uma tecnologia complexa, envolvendo equações diferenciais parciais não lineares acopladas que simula, computacionalmente, modelos teóricos e experimentais de um domínio discreto de uma forma geométrica complexa.

Muitas bibliografias têm sido apresentadas na literatura sobre os métodos de fluidodinâmica computacional (VERSTEEG e MALALASEKERA, 1996; TANNEHILL, ANDERSON e PLETCHER, 1997; FERZIGER e PERIC, 2002; DURBIN E MEDIC, 2007; TU, YEOH e LIU, 2008).

Os trabalhos que utilizam a técnica da dinâmica dos fluidos computacional são habitualmente aplicados para obter uma nova visão física e melhorar o projeto de sistemas engenharia e, conseqüentemente, seu desempenho. Atualmente, por exemplo, no *design* de automóveis, aviões e máquinas, as simulações CFD têm substituído, por exemplo, o túnel de vento ou outros testes experimentais, contando muitas vezes, em uso geral, com pacotes de *software* comerciais de CFD. Segundo Tu, Yeoh e Liu (2008), isso representa uma das vantagens do uso do CFD, que se caracteriza com uma alternativa de baixo custo-benefício para a simulação de aplicações reais, pois pode fornecer informações bastante detalhadas e abrangentes quando comparado a testes analíticos e experimentais. Além disso, a técnica de CFD tem a capacidade de simular fenômenos reais que seriam irreprodutíveis em teste experimentais. Entretanto, erros numéricos existem em cálculos computacionais, portanto, haverá diferenças entre os resultados calculados e a

realidade. Logo, os resultados numéricos devem sempre ser cuidadosamente examinados, sendo necessário o conhecimento, em nível relativamente aprofundado, do fenômeno simulado e a resposta esperada quando aplicado aos seus casos práticos. Para isso, pode-se utilizar os processos de verificação e, principalmente, de validação em CFD. No processo de verificação, erros numéricos são obtidos através da comparação com resultados analíticos (exatos) e a validação determina se a simulação computacional representa a realidade física através de testes experimentais (AIAA, 1998).

Uma análise CFD completa consiste em três elementos principais, conforme Tu, Yeoh e Liu (2008):

- Pré-processamento;
- Processamento;
- Pós-processamento.

Estes três elementos principais apresentam interconectividade entre suas funções, como apresentado pela Figura 18.

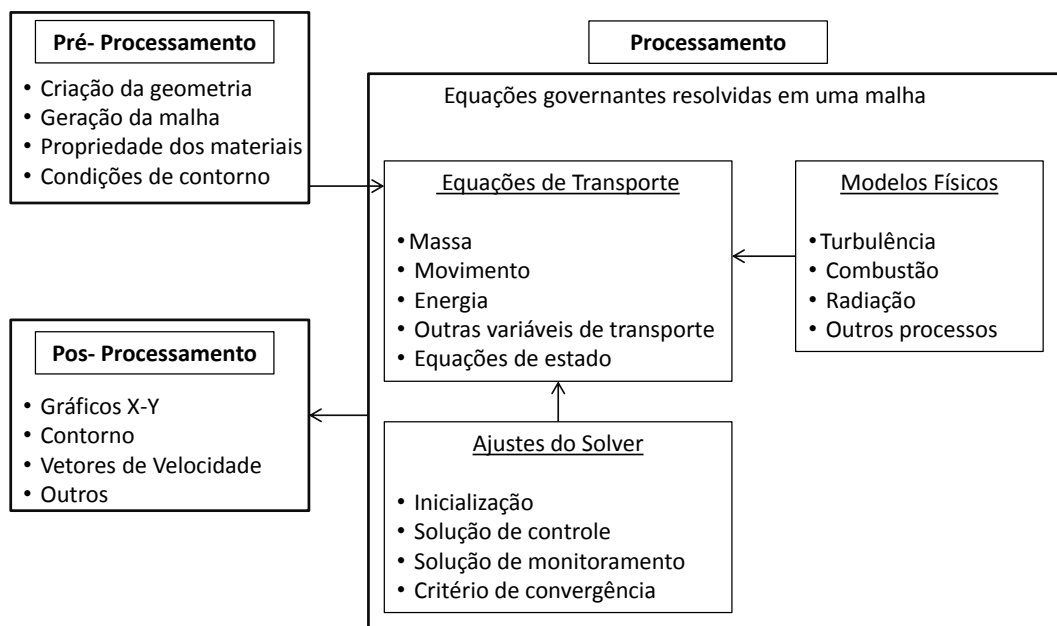


Figura 18 – Esquema dos principais elementos na modelagem CFD. Fonte: Adaptado de Tu, Yeoh e Liu (2008).

2.6.1.1. Geração de malhas computacionais

Um projeto CFD requer a subdivisão do domínio em um número menor de subdomínios que não se sobrepõem, a fim de resolver a física do escoamento no interior da geometria de domínio que foi criada, o que resulta na geração de uma malha (ou *grid*) de células (elementos ou volumes de controle) que se sobrepõe ao domínio inteiro da geometria. Os escoamentos que são descritos em cada uma destas células são geralmente resolvidos numericamente de forma que os valores discretos das propriedades de fluxo, tais como a velocidade, a pressão, a temperatura e outros parâmetros de transporte de interesse são determinados. Isso produz a solução CFD para o problema de escoamento que está sendo resolvido (TU, YEOH e LIU, 2008).

Segundo Tu, Yeoh e Liu (2008), a etapa de geração de malha em uma análise CFD constitui um dos passos mais importantes durante o estágio de pré-processamento após a definição da geometria do domínio. Por isso, a maior parte do tempo despendido em projeto CFD é normalmente dedicado à geração de uma malha, pois devido sua importância e complexidade, o tipo de malha escolhido para um problema pode determinar o sucesso ou o fracasso no alcance da solução computacional com qualidade.

A precisão de uma solução CFD é governada pelo número de células na malha dentro do domínio computacional. No entanto, a precisão de uma solução é fortemente dependente das limitações impostas pelos custos computacionais e tempo de cálculo das iterações. Assim, para criar uma malha deve-se encontrar um equilíbrio entre a precisão desejada e o custo computacional da solução requerida (KLEINSTREUER, 2010).

Segundo Kleinstreuer (2010), as malhas computacionais podem ser classificadas em **estruturadas**, onde o domínio é discretizado em um padrão regular repetido e chamado de bloco, **não estruturada**, onde é utilizada uma coleção arbitrária de elementos para preencher o domínio e **híbridas** composto por malhas estruturadas em regiões locais, enquanto usam malhas não estruturadas no domínio.

2.6.1.2. As malhas estruturadas

A abordagem mais simples é utilizar um *grid* ortogonal (90°). Este tipo de malha utiliza elementos quadriláteros em duas dimensões (2D) e elementos hexaédricos em três dimensões (3D) para uma malha computacional regular. Isto permite uma fácil gestão de dados e a conectividade entre as células ocorre de uma forma regular, o que torna a programação fácil e os cálculos são executados mais rapidamente. (TU, YEOH e LIU, 2008; PEREIRA, 2006).

No entanto, a desvantagem de adotar uma malha estruturada, particularmente para geometrias mais complexas, é o aumento da não ortogonalidade ou assimetria da malha que pode causar soluções não físicas devido à transformação das equações governantes. Consequentemente, tal malha pode igualmente afetar a precisão e a eficiência do algoritmo numérico que está sendo aplicado (TU, YEOH e LIU, 2008). Segundo Pereira (2006), outra desvantagem das malhas estruturadas é o tempo e perícia exigidos para se obter uma ótima estrutura de bloco, onde o tempo de geração destas malhas para casos mais complexos é normalmente medido em dias ou até semanas.

Com o desenvolvimento das técnicas de geração de malha foi criado um sistema multiblocos estruturados, ou seja, esquemas de geração de *grid* que permitem conectar vários blocos juntos e construir o domínio inteiro (DUARTE, 2006). Esta técnica permite lidar melhor com problemas de não ortogonalidade ou de assimetria na criação de uma malha estruturada. Na Figura 19 está apresentado um exemplo de malha multibloco estruturada, constituída de elementos hexaédricos, onde as regiões com diferentes cores referem-se aos blocos que foram interconectados.

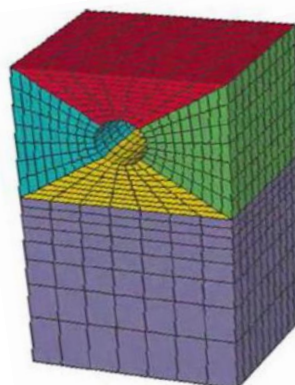


Figura 19 – Malha Multibloco estruturada utilizando conexão ponto a ponto. Fonte: Duarte (2006).

2.6.1.3. As malhas não estruturadas

A utilização de uma malha não estruturada tem se tornado mais prevalente e generalizada em muitas aplicações de CFD. Hoje em dia, a maioria dos códigos comerciais baseia-se na abordagem de malha não estruturada (TU, YEOH e LIU, 2008).

Neste tipo de construção de malha (Figura 20), as células podem ser montadas livremente dentro do domínio computacional. A forma mais comum de um elemento não estruturado é um triângulo em duas dimensões ou de um tetraedro em três dimensões. No entanto, qualquer outra forma elementar, incluindo células quadrilaterais ou hexaedras também é possível (TU, YEOH e LIU, 2008).

Malhas não-estruturadas são adequadas para o tratamento de geometrias com formas arbitrárias, especialmente para domínios com alto grau de curvatura. Outra vantagem deste método é que sua criação é muito automatizada e, então, requerem pequenos tempos ou esforço do usuário (PEREIRA, 2006).

A principal desvantagem de malhas não estruturadas é a falta de controle do usuário sobre a disposição da malha (PEREIRA, 2006). Outra desvantagem é que células triangulares (bidimensional) ou tetraédricas (tridimensional) são normalmente ineficazes para resolver as equações nas camadas na fronteira da parede (TU, YEOH e LIU, 2008).

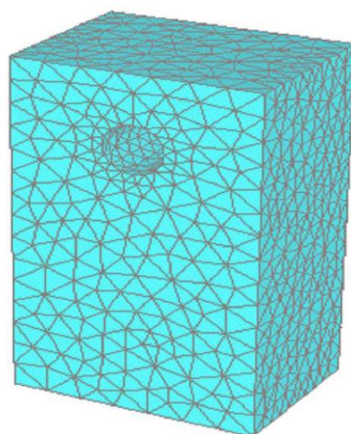


Figura 20 – Malha não-estruturada composta de elementos triangulares e tetraédricos. Fonte: Duarte (2006).

2.6.1.4. As malhas híbridas

A utilização de malhas híbridas, que combinam elementos de tipos diferentes, tais como triangular, quadrangular, em duas dimensões ou tetraédricos, hexaedros, prismas e pirâmides em três dimensões, podem proporcionar a máxima flexibilidade na correspondência de células de malha com as superfícies de fronteira e a alocação de células de diferentes tipos de elementos em outras partes das regiões de fluxo complexo (TU, YEOH e LIU, 2008).

Malhas híbridas utilizam forma de grade estruturada em regiões locais, enquanto usam grades não-estruturadas no domínio (PEREIRA, 2006).

Uma vantagem dos métodos de malha híbrida é a utilização das propriedades positivas de elementos de grade estruturadas nas regiões de mais detalhamento e o uso de malha não-estruturadas onde o perfil a ser analisado for de menor interesse (DUARTE, 2006).

As desvantagens dos métodos híbridos é que eles exigem muita prática e experiência na geração de malhas em corpos com geometrias complexas. Métodos híbridos são tipicamente menos robustos que métodos de malhas não-estruturadas (PEREIRA, 2006).

Na Figura 21 está apresentada uma malha híbrida, onde na região com necessidade de menor detalhamento é utilizado malha não estruturada e na região de maior complexidade de fluxo é utilizada malha estruturada.

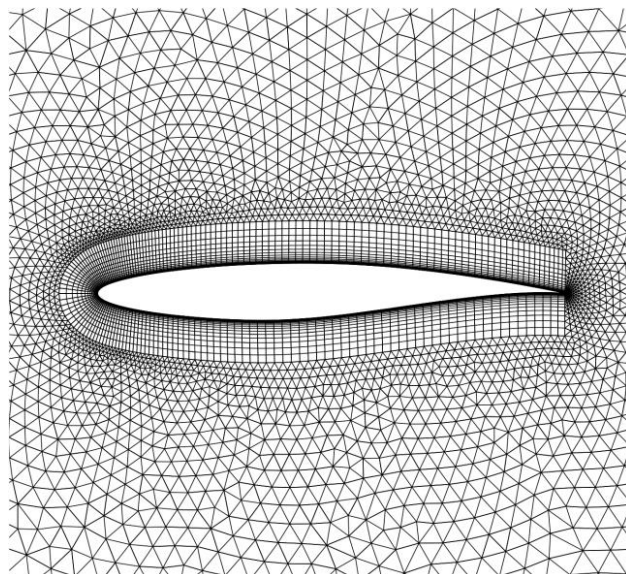


Figura 21 – Malha híbrida. Fonte: STANFORD UNIVERSITY (2012)

2.6.1.5. Processamento para a solução numérica

Na técnica CFD, os problemas de engenharia são manipulados através da solução de um conjunto de equações diferenciais parciais não lineares acopladas que são as equações governantes (equações de conservação de massa, momento e energia). Devido às não linearidades e ao forte acoplamento existente entre as equações governantes, em geral, é necessária a utilização de métodos numéricos para a obtenção da solução destes problemas.

Para o desenvolvimento e implementação desses esquemas numéricos, as principais etapas utilizadas são (PEREIRA, 2006):

- Aproximação das variáveis incógnitas do escoamento através de funções simples;
- Discretização, pela substituição das aproximações mencionadas acima nas equações de transporte que governam o escoamento, com manipulações matemáticas subsequentes;
- Linearização do sistema de equações algébricas resultantes;
- Definição da estratégia de solução do sistema de equações algébricas lineares;
- Solução dos sistemas de equações algébricas lineares.

Uma das etapas mais importantes dentro dos passos para a resolução das equações de Navier-Stokes através de métodos numéricos é a discretização. Os métodos de discretização são utilizados para providenciar um conjunto de equações algébricas, juntamente com um algoritmo de resolução, a partir de um modelo constituído por uma equação diferencial. As equações algébricas envolvendo uma determinada variável desconhecida são denominadas equações discretizadas e são derivadas de uma equação diferencial envolvendo esta mesma variável desconhecida (PATANKAR, 1980).

Segundo Bakker (2012), os métodos de discretização mais comuns encontrados em *software* comerciais de CFD são o método dos Volumes Finitos e Elementos Finitos, presente em aproximadamente 80 e 15% dos *softwares*, respectivamente.

O *software* comercial Fluent[®], empregado neste trabalho, se baseia no método dos Volumes Finitos na resolução numérica de sistemas de equações diferenciais

parciais. Tal escolha pode ser justificada pelo fato de que o método dos Volumes Finitos, quando converge, fornece resultados dotados de realismo físico, porém o que não quer dizer que os mesmos sejam acurados (PEREIRA, 2006).

O método de volumes finitos discretiza a forma integral das equações de conservação diretamente no espaço físico. O domínio computacional é subdividido em um número finito de volumes de controle contíguos, em que as declarações resultantes expressam a conservação exata das propriedades relevantes para cada um dos volumes de controle. No centroide de cada um dos volumes de controle, os valores de variáveis são calculados (Figura 22). A interpolação é utilizada para expressar os valores das variáveis na superfície do volume de controle em termos dos valores do centro e fórmulas quadráticas são aplicadas para aproximar as integrais da superfície e do volume. Uma equação algébrica para cada um dos volumes de controle pode ser obtida, em que um número dos valores nodais vizinhos aparece (TU, YEOH e LIU, 2008).

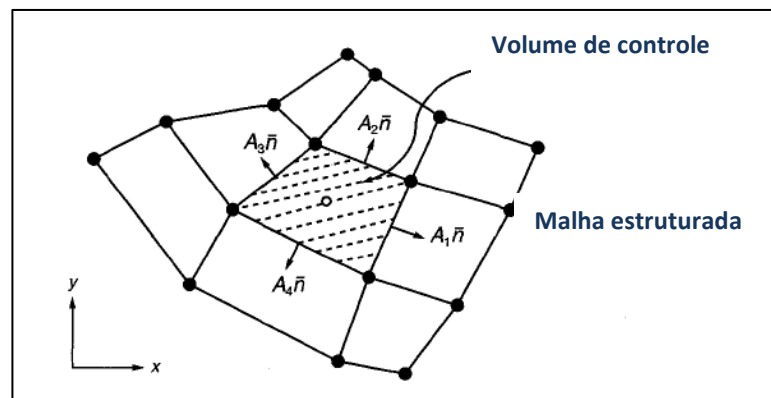


Figura 22 – Representação de uma malha estruturada para o método de volumes finitos. Fonte: Tu, Yeoh e Liu (2008).

Os principais esquemas de interpolação utilizados para obter os valores no centro de cada célula são:

- *Upwind* de primeira-ordem

Quando o esquema *upwind* de primeira ordem é utilizado, quantidades nas faces das células são determinadas assumindo que o valor no centro da célula de algum campo da variável representa um valor médio ao longo de toda a célula. Considera-se ainda que as quantidades na face são idênticas a quantidade na célula. Este

esquema necessita de um refinamento de malha, à medida que o escoamento se torna mais complexo, para produzir resultados mais acurados (FRANCO, 1996).

- *Upwind* de segunda-ordem

Quando uma maior precisão é desejada, as quantidades nas células são calculadas empregando uma reconstrução linear multidimensional aproximada. Nesta aproximação, uma precisão de alta ordem é atingida nas faces das células, utilizando-se uma expansão em séries de Taylor de soluções de células centradas sobre uma célula centróide.

- *Power-law*

O esquema *Power-Law* (Patankar, 1980) é um ajuste de lei de potência do Esquema Exponencial desenvolvido por Spalding (Patankar, 1980), o qual é baseado na solução exata da equação convecção-difusão unidimensional, sem fontes e em regime permanente. O fluxo convectivo e difusivo na face são aproximados de forma acoplada. O esquema *Power-Law* geralmente traz a mesma precisão que esquemas de primeira ordem (FLUENT, 2011).

- *QUICK (Quadratic Upwind Interpolation for Convective Kinematics)*

Este método é indicado para malhas quadrilaterais e hexaédricas, quando, uma única face a jusante e a montante, pode ser identificada. O esquema *QUICK* é baseado na média ponderada do *upwind* de segunda ordem e interpolação central da variável. Ele é mais preciso em malhas estruturadas alinhadas com a direção do fluxo. O esquema *QUICK* também pode ser empregado para malhas não estruturadas ou híbridas, contudo nestes casos, usualmente aplica-se o esquema de discretização *upwind* de segunda ordem. Em geral, esquema de segunda ordem é suficiente e o esquema *QUICK* não irá fornecer melhorias significativas na precisão dos resultados (FLUENT, 2011).

Ströher *et al.* (2012) estudaram numericamente o problema de jato livre circular axissimétrico. Foi avaliada a influência do esquema de discretização sobre a solução numérica, obtida com os esquemas *upwind* de primeira e de segunda ordem. Os autores mostram que o esquema *upwind* de primeira ordem subestima a amplitude da oscilação do número de Mach, provendo uma solução mais suave do que a real. Entretanto, na região de escoamento desenvolvido em que tanto a velocidade e os gradientes são menores, os dois esquemas apresentaram soluções semelhantes.

No processo de resolução das equações governantes, a solução segregada das equações de conservação da quantidade de movimento e de massa, para problemas incompressíveis, gera o problema do acoplamento pressão-velocidade. Neste contexto, é utilizado um procedimento sequenciado e iterativo que melhora a estimativa do campo de pressão de modo que o campo imperfeito de velocidade se aproxime progressivamente da solução que satisfaz a equação da continuidade na forma discretizada (PEREIRA, 2006).

Para o acoplamento da pressão com a velocidade, três algoritmos mais comumente utilizados, são SIMPLE, SIMPLEC e PISO. E para problemas de escoamento multifásico quando se emprega o modelo Euleriano, os esquemas de acoplamento pressão-velocidade utilizados são *Phase Coupled SIMPLE* e *Multiphase Coupled* (FLUENT, 2011).

Para o esquema de acoplamento *Phase Coupled SIMPLE*, as velocidades são resolvidas acopladas por fases de forma segregada. Fluxos são reconstruídos para a face do volume de controle e, em seguida, uma equação de correção da pressão é construída com base na continuidade total. Os coeficientes das equações de correção de pressão vêm do acoplamento por fase das equações de movimento. Segundo Fluent (2011), este método provou ser robusto e é o único método disponível para todas as versões anteriores do ANSYS FLUENT®.

2.6.2. Modelagem dos fenômenos aplicados à limpeza de poço

A modelagem do processo de transporte cascalhos em poços horizontais é de natureza complexa, devido à grande quantidade de parâmetros e processos envolvidos. Alguns parâmetros facilmente mensuráveis são: geometria anular, densidade do fluido de perfuração e parâmetros reológicos descrevendo fluidos

newtonianos e não-Newtoniano de perfuração, a taxa de fluxo no anular, densidade dos cascalhos e rotação da coluna de perfuração. Outros parâmetros difíceis de medir incluem: tamanho e forma da partícula e excentricidade da coluna durante o processo. Para piorar o quadro, parâmetros de segunda ordem tais como as forças de arraste sobre as partículas, os efeitos de turbulência no fluido e nas partículas, as forças adesivas das partículas a parede, perda dinâmica das partículas após o impacto da parede e sedimentação das partículas em diferentes tipos de fluidos, também são necessários para descrever a física do escoamento. Dentro desse contexto, é necessário fazer simplificações e suposições apropriadas na modelagem do processo de transporte de cascalhos para obter a física correta.

2.6.2.1. Tipos de modelo em escoamento multifásico

Tendo alcançado sucesso na simulação de escoamento monofásico, a Dinâmica de Fluidos Computacional é considerada uma ferramenta promissora para a modelagem do escoamento multifásico (BENZARTI, MHIRI e BOURNOT, 2012). No entanto, o CFD ainda está na fase de verificação e validação para a modelagem de escoamento multifásico e melhorias com relação à dinâmica do escoamento e dos modelos computacionais são necessários para torná-la uma ferramenta padrão para projeto e otimizações na indústria do petróleo.

O interesse maior no estudo de um escoamento multifásico é com relação ao comportamento médio do sistema, ou seja, a solução da equação do movimento para o movimento de uma única partícula é geralmente inadequado para concluir sobre as tendências do sistema (DARTEVELLE, 2003). Para modelar um sistema multifásico, é necessário levar em consideração a conservação das propriedades envolvidas para ambas as fases assim como contabilizar a interação entre elas.

A escolha do método para determinado problema depende muito do objetivo e das características do problema em análise e o entendimento de cada método se torna peça fundamental no desenvolvimento de um projeto de simulação. De modo geral, existem duas abordagens para o cálculo numérico de escoamentos multifásicos: a abordagem Euler-Lagrange e a abordagem Euler-Euler.

Na abordagem Lagrangeana, também conhecida como método de rastreamento de partículas ou DPM (*Discrete Phase Model*), as partículas são tratadas como uma

fase discreta, onde as equações de movimento de Newton são resolvidas para cada partícula individual, isso faz com que o esforço computacional seja elevado. Nesta aproximação, resolvem-se primeiramente as equações médias de Navier-Stokes para a fase fluida separadamente da fase considerada dispersa (fase que ocupa menor fração volumétrica). Após este, com os campos de velocidades dessa fase, são calculadas as forças exercidas sobre as partículas dispersas que, a partir das quais, as trajetórias das partículas são computadas individualmente em intervalos específicos durante o cálculo da fase fluida trocando momento, massa e energia com a fase fluida. A grande suposição desta aproximação é a de que a concentração da fase dispersa é tão pequena que não causará perturbação ao campo de velocidades calculado para a fase contínua.

Kremer (2006) utilizou a abordagem Euler-Lagrange para estudar a influência da atomização de óleo lubrificante na câmara de compressão de compressores de refrigeração alternativos. Ele considerou as gotículas inertes e a troca de calor ocorrendo apenas entre as fases. A formulação Lagrangeana foi utilizada na trajetória da fase discreta para calcular a integração da equação de balanço de força para as gotículas.

Um estudo realizado por Kozi *et al.* (2011), teve como objetivo avaliar o escoamento multifásico de um sistema de combustão em uma caldeira de força. Eles utilizaram a abordagem Lagrangeana para prever a distribuição do carvão nos dutos de queima. Os resultados obtidos estão em concordância com as medições reais e apresentam melhores resultados do que quando se utiliza a abordagem Euleriana. A concordância é melhor para o separador centrífugo do que para separador de placas, porque a influência do primeiro para o movimento de partículas do carvão é consideravelmente menor. Os resultados do método Lagrangeano de descrição da trajetória das partículas são em grande parte dependentes da distribuição dos tamanhos das partículas de carvão após a moagem.

A principal limitação desse modelo é sua restrição somente a escoamentos dispersos, e com baixas frações volumétricas da fase dispersa, usualmente entre 10-12%, apesar da carga elevada de massa ($\dot{m}_{partículas} > \dot{m}_{líquido}$) ser aceitável. Esta abordagem assume que a concentração da fase dispersa é tão pequena que não exerce influência na geração ou dissipação de turbulência da fase contínua, sendo inadequada para a modelagem de sistemas de leite fluidizado, mistura líquido-

líquido, ou qualquer aplicação em que a fração de volume da segunda fase (dispersa) não seja negligenciável.

Zhang e Chen (2006) realizaram um estudo de comparação do desempenho de modelagem entre os métodos Euleriano e Lagrangeano na predição de distribuição das concentrações de partículas em espaços fechados. Em condições de estado estacionário, as partículas se comportaram mais como uma fase contínua. Ambos os métodos foram capazes de prever a distribuição da concentração das partículas. O método Euleriano necessita de menos tempo de processamento em comparação ao método de Lagrange, pois esse último tem de acompanhar o desenvolvimento da trajetória de cada partícula e o número das partículas tem de ser suficientemente grande para garantir a estabilidade estatística. Para condições de estado não estacionário de dispersão e de transporte de partículas, com quantidade limitada de partículas, o método Euleriano requer pequenos passos de tempo, porém precisa de muitas iterações por passo para garantir uma boa convergência, resultando em grande tempo de processamento. Já o método de Lagrange foi mais eficiente computacionalmente para modelar o transporte de partículas sob condições de estado transiente em relação ao método Euleriano e também em relação ao Lagrange em estado estacionário.

Suzzi, Radl e Khinast (2009) apresentou um modelo numérico 3D para um reator de coluna borbulhante para avaliar o desempenho da simulação das abordagens Euler-Euler e Euler-Lagrange. O estudo revela que a precisão dos resultados da simulação de abordagem Euler-Lagrange é influenciada pelo tratamento da malha próximo a parede. Os resultados das simulações da abordagem Euler-Euler demonstram ser mais dependentes do modelo de turbulência utilizado.

Já na abordagem de Euler-Euler, conhecida como modelo de dois fluidos, cujo desenvolvimento é assunto para os próximos tópicos, as diferentes fases são tratadas matematicamente como interpenetrantes e contínuas. Nessa aproximação, a fase sólida é considerada como uma fase contínua (pseudo-fluido) onde é modelada com equações semelhantes às equações de fluxo de Navier-Stokes, de forma análoga como feito para a fase fluida e as propriedades do sólido são calculadas mediante a aplicação da teoria cinética do fluxo granular – *Kinetic Theory of Granular Flows* (Jenkins e Savage (1983), Lun *et al.* (1984), Ding e Gidaspow (1990)). Dado que o volume de uma fase não pode ser ocupado por outras fases, o

conceito de fração de volume de fase é introduzido. Essas frações de volume são consideradas funções contínuas de espaço e tempo e sua soma é igual a 1. As equações de conservação para cada fase são derivadas para se obter um conjunto de equações, que têm estrutura similar para todas as fases. Estas equações são fechadas através de relações constitutivas que são obtidas a partir de informações empíricas, ou, no caso de fluxos granulares, por aplicação da teoria cinética granular.

Jiradilok *et al.* (2006), utilizou a abordagem Euleriana como modelo granular para avaliar o comportamento fluido dinâmico de uma coluna de craqueamento catalítico, obtendo resultados numéricos satisfatórios quando comparados ao experimental.

Em 2010, Han *et al.* estudaram, numérica e experimentalmente, a hidrodinâmica do escoamento sólido-líquido em fluxo ascendente em um anular na operação de perfuração de um poço de petróleo. Os autores utilizaram o modelo Euler granular em regimes turbulento e laminar para fluidos não-Newtonianos em anulares concêntricos e excêntricos. Os resultados numéricos mostram uma boa concordância com os dados experimentais para a queda de pressão, mas os resultados numéricos são ligeiramente inferiores aos valores experimentais.

2.6.2.2. Abordagem Euleriana

O software FLUENT[®] disponibiliza dois modelos multifásicos Eulerianos para simulação de escoamento granular: o modelo de Mistura (*Mixture Model*) e o modelo Euleriano (ou Modelo Euleriano Granular Multifásico). Ambos os modelos são apropriados para fluxos em que as fases se misturam ou separam e/ou a fração de volume de fase dispersa é superior a 10%.

O modelo de Mistura resolve a equação do movimento para a mistura e prescreve velocidades relativas para descrever as fases dispersas. Já o modelo Euleriano resolve um conjunto de equações de movimento e da continuidade para cada fase, o que exige maior esforço computacional, porém oferece maior precisão nas simulações.

O modelo de Mistura é indicado para simulação de carreamento de partículas com baixa carga, transporte pneumático, dinâmica de escoamento em ciclones, entre outros. A aplicação do modelo Euleriano inclui simulação de leitos fluidizados,

suspensão de partículas, transporte pneumático e hidráulico, escoamento *slurry* e análise de sedimentação.

Kaushal *et al.* (2012) estudaram o comportamento de um escoamento multifásico através da aplicação de CFD, comparando os modelos de Mistura e Euleriano. Os resultados foram comparados com dados experimentais em diferentes velocidades de escoamento e frações de sólidos. Os resultados de modelagem para ambos os modelos apresentam boa concordância com os dados experimentais para a queda de pressão no fluxo de água (concentração igual 0%). Para os fluxos com presença de sólidos, o modelo Mistura falha para prever a queda de pressão corretamente. O erro aumenta rapidamente com o aumento na concentração de sólidos. No entanto, o modelo de Euleriano apresenta previsões acuradas, tanto para a queda de pressão e perfil de concentração em todas as concentrações e velocidades de fluxo testados.

O modelo Euleriano pode ser uma opção a ser adota em situações onde a fase dispersa esta mais concentrada em uma porção do domínio, o que necessita de maior precisão nas simulações, e onde existe somente uma fase dispersa e esta apresenta somente um tamanho de partícula, exigindo menor esforço computacional, o que é equilibrado com o maior esforço computacional inerente ao modelo aplicado.

O modelo Euleriano é bastante difundido na literatura para a modelagem de sistemas particulados, como por exemplo, leitos de jorro e leitos fluidizados, onde diversos autores apresentam resultados satisfatórios em suas simulações (DUARTE, 2009; WANG *et al.*, 2010; DUANGKHAMCHAN *et al.*, 2011; JENA e KUMAR, 2011; SANTOS *et al.*, 2012; e DAVARNEJAD *et al.*, 2014). Entretanto, existem poucos trabalhos com este modelo aplicados ao estudo da remoção de cascalhos na operação de perfuração de poços de petróleo e gás (OFEI, IRAWAN e PAO, 2014). Contudo, autores como Osgouei, Ozbayoglu e Fu (2013) demonstram que o modelo Euleriano possui boa concordância com dados experimentais na predição da concentração de sólidos no poço de perfuração.

Em virtude das informações apresentadas na literatura, o modelo multifásico adotado neste trabalho foi o Modelo Euleriano Granular Multifásico, cujo desenvolvimento é assunto para os próximos tópicos.

2.6.2.2.1. Conservação das Propriedades em um Escoamento Multifásico e Equações Constitutivas

Baseada na modelagem Euleriana, a Equação 31 descreve, de uma forma geral, a conservação da massa podendo, o índice geral “q”, ser substituído por “s” (fase sólida ou granular) ou “f” (fase fluida).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon_q \rho_q) + \nabla \cdot (\varepsilon_q \rho_q \vec{v}_q) = \sum_{p=1}^n (\dot{m}_{pq} - \dot{m}_{qp}) \quad (3129)$$

Aplicado a este trabalho, como não existe transferência de massa entre as fases, a Equação 31 fica:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\varepsilon_q \rho_q) + \nabla \cdot (\varepsilon_q \rho_q \vec{v}_q) = 0 \quad (31.130)$$

Onde ε_q é a fração volumétrica da fase q, ρ_q é a densidade da fase q e \vec{v}_q é o vetor velocidade para a fase q. O primeiro termo do lado esquerdo na Equação 31.1 representa a taxa de acúmulo de massa por unidade de volume e o segundo termo é a taxa líquida de fluxo de massa convectivo.

A descrição do fluxo multifásico como interpenetrante e contínuo, incorpora o conceito de frações de volume por fase. A fração volumétrica representa o espaço ocupado por cada fase e as leis de conservação de massa e quantidade de movimento são satisfeitas individualmente para cada fase. O volume da fase sólida “s”, V_s , é definido por:

$$V_s = \int_V \varepsilon_s dV \quad (3231)$$

A densidade efetiva da fase q é:

$$\hat{\rho}_s = \varepsilon_s \rho_s \quad (3332)$$

Onde ρ_s é a massa específica da fase sólida “s”.

A equação de conservação da quantidade de movimento para a fase fluida “f” é descrita abaixo:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_f \rho_f \vec{v}_f) + \nabla \cdot (\epsilon_f \rho_f \vec{v}_f \vec{v}_f) = \nabla \cdot \bar{\bar{S}}_f + \epsilon_f \rho_f \vec{g} - \sum_{l=1}^N \vec{I}_{fs_m} + \vec{F}_f \quad (3433)$$

Onde $\bar{\bar{S}}_f$ é o tensor de tensão da fase líquida, \vec{I}_{fs_m} é a força de interação representando a transferência de momento da fase líquida para a fase sólida “s_m” e o termo \vec{F}_f representa todas outras forças que possam ser importantes, como, por exemplo, massa virtual (a força necessária para acelerar o líquido que rodeia a partícula) e força de sustentação (*lift force*). A equação da quantidade de movimento para a fase sólida é representada pela Equação 35.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\epsilon_{s_m} \rho_{s_m} \vec{v}_{s_m}) + \nabla \cdot (\epsilon_{s_m} \rho_{s_m} \vec{v}_{s_m} \vec{v}_{s_m}) \cdot \bar{\bar{S}}_{s_m} + \epsilon_{s_m} \rho_{s_m} \vec{g} + \vec{I}_{fs_m} - \sum_{l=1}^N \vec{I}_{s_m, s_l} + \vec{F}_s \quad (3534)$$

Onde $\bar{\bar{S}}_{s_m}$ é o tensor de tensão da fase sólida “s_m”, \vec{I}_{s_m, s_l} é a força de interação representando a transferência de quantidade de movimento entre as fases sólidas “s_m” e “s_l”. O primeiro termo do lado esquerdo nas Equações 34 e 35 representa a taxa líquida de aumento de força. O segundo termo do lado esquerdo representa a taxa líquida de transferência de quantidade de movimento por convecção. O primeiro termo à direita representa as forças normais e de cisalhamento de superfície, enquanto o segundo termo representa as forças do corpo (gravidade, neste caso). Os dois últimos termos da equação 42 representam a troca dinâmica entre o fluido e as fases sólidas e entre as diferentes fases de sólidos.

- **Outras forças atuantes no escoamento**

Neste trabalho, entre as outras forças que possam influenciar no escoamento como massa virtual e forças externas, a força de sustentação (*lift force*), representada por \vec{F} nas equações 34 e 35, é considerada como parte significativa na dinâmica do escoamento, dado sua importância para os fluxos dispersos com partículas de maior

tamanho e, especialmente, para os casos de fluxo onde as fases são rapidamente separáveis (FLUENT, 2011).

Esta força de sustentação é uma força hidrodinâmica que age sobre uma partícula devido à rotação das partículas, causado por gradientes de velocidade no campo de fluxo de fase primária fluida ou partir de alguma outra fonte, tais como o contato entre partículas e ricochete de uma superfície. Os principais parâmetros que afetam a força de sustentação atuando sobre uma partícula esférica num fluxo de cisalhamento são (i) a velocidade relativa entre uma partícula e o fluido, (ii) taxa de cisalhamento da fase fluida, (iii) velocidade de rotação das partículas, e (iv) condições de contorno de superfície (anti-derrapante ou deslizamento na superfície das partículas).

A força de sustentação nas regiões de taxa de cisalhamento elevadas, como o ambiente perto da parede, tem importância significativa. As partículas em regiões de alta taxa de cisalhamento têm mais mobilidade do que as em regiões de baixas taxas de cisalhamento e, como resultado, apresenta efeito de arraste reduzido. Este efeito leva a uma modificação do coeficiente de arrasto. Isso pode influenciar a trajetória das partículas e a interação entre as partículas e a coluna de perfuração / parede do poço (YILMAZ e GUNDOGDU, 2009).

A partir de Drew e Lahey (1993), a força de sustentação que atua em uma fase sólida “s” em uma fase fluida “f” pode ser calculada como:

$$\vec{F}_{\text{lifft}} = -C_l \rho_f \epsilon_{s_m} (\vec{v}_f - \vec{v}_{s_m}) \times (\nabla \times \vec{v}_f) \quad (36)$$

Onde C_l é o coeficiente de sustentação.

A força de sustentação é adicionada ao lado direito das equações 34 e 3542, ($\vec{F}_{\text{lifft}_f} = -\vec{F}_{\text{lifft}_s}$).

Na literatura, a grande maioria dos trabalhos quem incluem em sua modelagem a força de sustentação, simula o escoamento multifásico gás (bolhas) / líquido.

O software FLUENT® 14.5 disponibiliza quatro modelos para o cálculo do coeficiente de sustentação, incluindo (i) o modelo de SAFFMAN-MEI: uma solução analítica de Saffman (1965) para uma esfera em baixo número de Reynolds e baixo limite linear

de cisalhamento, com sua extensão para um número de Reynolds finito (correlação) para partícula sólida (Mei, 1992) e para bolhas esféricas (PARK, KLAUSNER e MEI, 1994); (ii) o modelo LEGENDRE-MAGNAUDET: uma correlação de Legendre e Magnaudet (1998) para bolhas esféricas sem deformação; (iii) o modelo de MORAGA: a correlação de Moraga, Bonetto e Lahey (1999) para altos números de Reynolds para uma partícula sólida; (iv) o modelo de TOMIYAMA: uma correlação de Tomiyama (1996) para bolhas com grande nível de deformação.

Neste presente trabalho, as partículas são sólidos esféricos, com diâmetro de 3 mm, e mesmo apresentando um Reynolds de injeção laminar, a velocidade ao longo da coluna de perfuração aumenta, próxima uma regime de transição, o que justifica a utilização do modelo de Moraga (1999).

Esse modelo combina ações opostas de dois fenômenos; (i) sustentação aerodinâmica clássica resultante da interação entre as partículas da fase dispersa e o cisalhamento da fase contínua, e (ii) a força lateral resultante da interação entre as partículas e as áreas de menor pressão nos vórtices gerados pela dinâmica do escoamento sólido-fluido.

Como resultado, o coeficiente de sustentação é definido em termos tanto do número de Reynolds da partícula (Re_s) e do número de Reynolds da *vorticidade* (Re_v).

$$C_1 = \begin{cases} 0,0076 & \varphi \leq 6000 \\ -\left(0,12 - 0,2e^{-\frac{\varphi}{3600} \times 10^{-7}}\right) e^{\frac{\varphi}{3} \times 10^{-7}} & 6000 < \varphi < 5 \times 10^7 \\ -0,002 & \varphi > 5 \times 10^7 \end{cases} \quad (37)$$

Onde $\varphi = Re_s Re_v$.

O número de Reynolds da partícula e do número de Reynolds da *vorticidade* são dados respectivamente pelas equações 38 e 39.

$$Re_s = \frac{\rho_f |\vec{v}_f - \vec{v}_{sm}| d_p}{\mu_f} \quad (38)$$

$$Re_v = \frac{\rho_f |\nabla \times \vec{v}_f| d_p^2}{\mu_f} \quad (39)$$

- **Transferência de movimento Fluido-Partícula**

Nas equações de conservação de momento 34 e 35, o termo \vec{I}_{fs_m} contabiliza a força de interação, ou transferência de movimento, entre a fase fluida “f” e a fase de sólidos “s_m”. Os mecanismos e formulação das forças de interação foram analisados em detalhe por Johnson, Massoudi e Rajagopal (1990) a partir de estudos sobre a dinâmica de uma única partícula em um fluido. Entretanto, vários outros fatores devem ser considerados quando as fórmulas para os sistemas de partículas individuais são generalizadas para descrever forças de interação em sistemas reais multi-partículas:

1) O efeito de proximidade de outras partículas deve ser contabilizado. Este efeito implica que a força de arraste é uma função da fração de volume de sólidos, além do número de Reynolds das partículas, e deve ser descrito por fórmulas deduzidas a partir de dados experimentais;

2) As formulações para o arraste fluido-partícula considera partículas uniformes, esféricas e lisas, enquanto os sistemas reais de fluido-partícula contem partículas rugosas, não esféricas e de diferentes tamanhos. Uma distribuição estreita de tamanho de partículas pode ser caracterizada pelo tamanho médio com base na área de superfície de partícula; uma ampla distribuição de tamanho de partículas deve ser discretizado em duas ou mais frações de tamanhos, cada um, caracterizado por um tamanho médio de partícula. Os esforços para estudar o efeito da não esfericidade (LEITH, 1987 e GANSER, 1993) e rugosidade (CRAWFORD e PLUMB, 1986) sobre arraste ainda está em curso, e não existem formas consolidadas de tratamento de tais efeitos (SYAMLAL, ROGERS e O'BRIEN 1993);

3) Pode ser necessário contabilizar explicitamente o efeito das interações das partículas na força de interação fluido-partícula, embora a equação 42 contenha a suposição implícita de que as forças fluido-partículas e partícula-partícula podem ser separadas em dois termos. Por exemplo, a média necessária para aproximar as partículas como um sistema granular contínuo torna as equações hidrodinâmicas incapazes de resolver as dominadas micro-hidrodinâmicas próximo às partículas e que, sob certas condições favoráveis, fazem com que as partículas se aglomerem. O'Brien e Syamlal (1993) argumentam que o efeito de tal agregados devem ser explicitamente contabilizado na relação de interação constitutiva de fluido-partículas.

No presente trabalho, no entanto, apenas as forças de sustentação e de arraste serão contabilizadas, uma vez que, essas são as forças mais presentes no fenômeno. Então a força de interação fluido-partícula pode ser escrita como:

$$\vec{I}_{fs_m} = -\varepsilon_{s_m} \nabla P_f - k_{fs_m} (\vec{v}_{s_m} - \vec{v}_f) \quad (40)$$

Onde o primeiro termo do lado direito descreve a força de empuxo e o segundo termo descreve a força de arraste, sendo k_{fs_m} o coeficiente de troca de momento fluido-sólido.

A força de arraste tem a função de interligar as fases existentes em um escoamento multifásico contabilizando, assim, a interação entre as mesmas. Todas as definições da função força de arraste incluem o coeficiente de arraste (C_D) que é baseado no número relativo de Reynolds.

Visto que a força de arraste é uma força de aceleração de fundamental importância no “acoplamento” das fases, a escolha do modelo de arraste possui grande influência nos resultados simulados (DU *et al.*, 2006).

Dois tipos de dados experimentais podem ser utilizados para desenvolver fórmulas para arraste fluido-partículas. Um tipo, válido para elevados valores de fração volumétrica de sólidos, é expresso por dados de queda de pressão em leito fixo na forma de uma correlação, tal como a equação de Ergun (1952). Tal correlação deve ser complementada com uma correlação de arraste para valores baixos de fração volumétrica de sólidos (GIDASPOW, 1986). O outro tipo está disponível como correlações para a velocidade terminal, em leitos fluidizados ou de sedimentação, expressos como uma função da fração de vazio e do número de Reynolds (RICHARDSON e ZAKI, 1954).

Diversos modelos estão disponíveis na literatura, onde cada um tem uma faixa de aplicação onde sua utilização é mais apropriada. O software FLUENT[®] versão 14.5 disponibiliza quatro modelos distintos: o modelo de Syamlal-O'Brien (1989), o modelo de Wen and Yu (1966), o modelo de Gidaspow (1994), o modelo de Huilin-Gidaspow (2003) e o modelo de Gibilaro, Di Felice e Waldram (1985). Entretanto outros modelos são apresentados na literatura como EMMS - *Energy Minimization Multi-Scale* (LI e KWAIK, 1994; LI *et al.*, 1999) e RUC - *Representative Unit Cell*

(DU PLESSIS, 1994), Brucato (BRUCATO, GRISAFI e MONTANTE, 1998), Hill Koch Ladd, (BENYAHIA, SYAMLAL e O'BRIEN, 2006), Richardson Zaki (RICHARDSON e ZAKIE, 1954), Arastoopour (ARASTOOPOUR, PAKDEL e ADEWUMI, 1990), entre outros.

São raros os trabalhos na literatura aplicados à simulação de carreamentos de cascalhos em perfuração de poços de petróleo e gás que avaliam o efeito de diferentes modelos de força de arrastes no resultado da simulação e sua concordância dos dados experimentais. Entretanto, este tipo de estudo é mais comum para aplicações de leito de jorro e leito fluidizado. Um trabalho publicado por Sobieski (2009) apresenta os resultados de testes de simulação em um leito de jorro em um sistema gás-sólido comparando 12 modelos distintos de arraste e 2 modelos de viscosidade granular. Os resultados das simulações foram comparados com dados experimentais na avaliação da expansão do leito (altura). Os resultados mais favoráveis foram obtidos com os modelos Syamlal-O'Brien e Gidaspow utilizando o modelo de viscosidade granular de Syamlal-O'Brien. O autor introduziu o coeficiente de esfericidade nos modelos de arraste e avaliou seu efeito nos resultados, obtendo dados subestimados para partículas esféricas e superestimados quanto mais distante de esfericidade igual 1.

❖ Modelo de SYAMLAL-O'BRIEN (1989)

Syamlal e O'Brien (1987) derivaram a seguinte fórmula para converter as correlações velocidade terminal para correlações de arraste:

$$\mathbf{k}_{fs_m} = \frac{3\epsilon_{s_m}\epsilon_f\rho_f}{4V_{r_{s_m}}^2 d_{s_m}} C_D \left(\frac{Re_{s_m}}{V_{r_{s_m}}} \right) (\vec{v}_{s_m} - \vec{v}_f) \quad (41)$$

Onde $V_{r_{s_m}}$ é a correlação da velocidade terminal da partícula sólida "s_m". $V_{r_{s_m}}$ pode ser calculado através da correlação proposta por Richardson e Zaki (1954) somente numericamente; uma fórmula explícita não pode ser derivada. Entretanto, uma fórmula fechada para $V_{r_{s_m}}$ pode ser derivada de forma similar a correlação desenvolvida por Garside e Al-Dibouni (1977).

$$V_{r_{s_m}} = 0,5 \left(A - 0,06 Re_{s_m} + \sqrt{(0,06 Re_{s_m})^2 + 0,12 Re_{s_m}(2B - A) + A^2} \right) \quad (42)$$

Onde,

$$A = \varepsilon_f^{4,14} \quad (43)$$

$$B = \begin{cases} 0,8 \varepsilon_f^{1,28} & \text{se } \varepsilon_f \leq 0,85 \\ \varepsilon_f^{2,65} & \text{se } \varepsilon_f > 0,85 \end{cases} \quad (44)$$

E o número de Reynolds para a partícula sólida “s_m” é dado por:

$$Re_{s_m} = \frac{d_{s_m} |\vec{v}_{s_m} - \vec{v}_f| \rho_f}{\mu_f} \quad (45)$$

O coeficiente de arraste pode ser calculado a partir da expressão abaixo proposto por Dalla Valle (1948).

$$C_D = \left(0,63 + \frac{4,8}{\sqrt{Re_{s_m}/V_{r_{s_m}}}} \right)^2 \quad (46)$$

❖ Modelo de GIDASPOW (1994)

O modelo de arraste de Gidaspow, recomendado para leitos fluidizados densos (FLUENT, 2011), é uma combinação do modelo de arraste de Wen e Yu (1966) e da equação Ergun (1952). O modelo de arraste de Wen e Yu utiliza uma correlação entre os dados experimentais de Richardson e Zaki (1954). Esta correlação é válida quando as forças internas são insignificantes, o que significa que as forças viscosas dominam o comportamento do fluxo. A equação Ergun é derivada de um leito fixo e refere-se ao arraste na queda de pressão através em meios porosos. A equação do modelo de arraste de Wen e Yu pode ser escrita como:

$$k_{fs_m} = \frac{3\varepsilon_{s_m} \varepsilon_f \rho_f}{4d_{s_m}} C_D |\vec{v}_{s_m} - \vec{v}_f| \varepsilon_f^{-2,65} \quad (47)$$

Onde o coeficiente de arraste, C_D , para um partícula esférica é calculado através da Equação 48.

$$C_D = \frac{24}{\varepsilon_f Re_{s_m}} \left[1 + 0,15(\varepsilon_f Re_{s_m})^{0,687} \right] \quad (48)$$

A equação de Ergun é apresentada abaixo.

$$\mathbf{k}_{fs_m} = 150 \frac{\mu_f \varepsilon_{s_m}^2}{\varepsilon_f \mathbf{d}_{s_m}^2} + 1,75 \frac{\rho_f \varepsilon_{s_m} |\vec{v}_{s_m} - \vec{v}_f|}{\mathbf{d}_{s_m}} \quad (49)$$

A combinação das Equações 48 e 49 é o modelo de Gidaspow descrito conforme abaixo.

$$\mathbf{k}_{fs_m} = \begin{cases} \mathbf{k}_{fs_m}(\text{Wen e Yu}) & \text{se } \varepsilon_f > 0,80 \\ \mathbf{k}_{fs_m}(\text{Ergun}) & \text{se } \varepsilon_f \leq 0,80 \end{cases} \quad (50)$$

- **Transferência de movimento Partícula-Partícula**

Comparado a transferência de movimento fluido-sólido, muito menos se sabe sobre transferência de quantidade de movimento sólido-sólido (SYAMLAL, ROGERS, e O'BRIEN, 1993). É seguro supor que o principal efeito é o de arraste entre as fases por causa das diferenças de velocidade. Arastoopour, Lin e Gidaspow (1980) observaram que esse termo é necessário para prever corretamente a segregação entre as partículas de tamanhos diferentes em um transportador pneumático. Arastoopour, Wang, e Weil (1982) estudaram, experimentalmente, o efeito em um transportador pneumático. Equações para descrever essas interações foram derivadas ou sugeridas por vários pesquisadores: Soo (1967), Nakamura e Capes (1976), Syamlal (1985) e Srinivasan e Doss (1985).

A representação da transferência de quantidade de movimento sólido-sólido é dada pela equação abaixo.

$$\vec{\mathbf{I}}_{s_m, s_l} = -\mathbf{k}_{s_m, s_l} (\vec{v}_{s_m} - \vec{v}_{s_l}) \quad (51)$$

Sendo \mathbf{k}_{s_m, s_l} o coeficiente de troca de momento sólido-sólido.

Uma versão simplificada da teoria cinética foi usada por Syamlal e O'brien (1987) para derivar uma expressão para o coeficiente de arraste.

$$\mathbf{k}_{s_m, s_l} = \frac{3(1 + e_{s_m, s_l}) \left(\frac{\pi}{2} + C_{fr_{s_m, s_l}} \frac{\pi^2}{8} \right) \varepsilon_{s_l} \rho_{s_l} \varepsilon_{s_m} \rho_{s_m} (\mathbf{d}_{s_l} + \mathbf{d}_{s_m})^2 \mathbf{g}_{0_{s_m, s_l}} |\vec{v}_{s_l} - \vec{v}_{s_m}|}{2\pi(\rho_{s_l} \mathbf{d}_{s_l}^3 + \rho_{s_m} \mathbf{d}_{s_m}^3)} \quad (52)$$

Onde e_{s_m, s_l} (e_{ss}) e $C_{fr_{s_m, s_l}}$ são o coeficiente de restituição e coeficiente de fricção, respectivamente, entre as fases sólidas “s_l” e “s_m”.

O coeficiente de restituição representa a inelasticidade entre o choque de partículas sendo que, para colisões perfeitamente elásticas ele teria o valor igual a 1 e a dissipação de energia seria igual a 0. Para um material granular típico, o valor do coeficiente de restituição é tomado como sendo entre 0,9 e 0,99 (DARTEVELLE, 2003).

A função distribuição radial, g_{0, s_m, s_l} ($g_{0, ss}$), é um fator de correção que modifica a probabilidade de colisões entre as partículas, quando a fase sólida granular se torna densa, em outras palavras, mede a probabilidade de duas partículas se encontrarem no mesmo local. Esta função também pode ser interpretada como uma distância adimensional entre as partículas sólidas:

$$g_{0, ss} = \frac{p + d_s}{p} \quad (53)$$

Onde p é a distância entre as partículas e d_s o diâmetro das partículas. Da Equação 60 é possível observar que para sistemas diluídos $p \rightarrow \infty$ e $g_{0, ss} \rightarrow 1$. No limite quando a fase sólida se compacta, $p \rightarrow 0$ (fração volumétrica próxima ao limite de empacotamento) e $g_{0, ss} \rightarrow \infty$. A função de distribuição radial está intimamente ligada ao fato

de χ de Chapman e Cowling's (1990) da teoria dos gases não uniformes. χ é igual a 1 para gases raros, e aumenta e tende ao infinito quando as moléculas são tão próximas que o movimento não é possível.

Na literatura há nenhuma formulação única para a função de distribuição radial, o software FLUENT[®] 14.5 disponibiliza quatro modelos distintos, mas segundo Niemi (2012) uma definição comumente utilizada é dada por Ogawa *et al.* (1980). Porém, o software FLUENT[®] utiliza o modelo de Lun *et al.* (1984) que generaliza a equação abaixo de Ogawa *et al.* (1980) com termo extra que leva em conta sistemas que possuem mais de uma fase de partículas.

$$\mathbf{g}_{0,ss} = \left[\mathbf{1} - \left(\frac{\boldsymbol{\varepsilon}_s}{\boldsymbol{\varepsilon}_{s,max}} \right)^{1/3} \right]^{-1} \quad (54)$$

- **Distribuição de Tensão na Fase Fluida**

Desta forma, considerando tanto as tensões normais quanto as cisalhantes atuando em todas as possíveis direções de todas as superfícies de um dado volume de fluido infinitesimal, onde o tensor de tensões para a fase de fluido é dado por:

$$\bar{\bar{\mathbf{S}}}_f = -P_f \bar{\bar{\mathbf{I}}} + \bar{\bar{\boldsymbol{\tau}}}_f \quad (55)$$

Onde P_f é a pressão do fluido. O tensor de tensão da fase fluida $\bar{\bar{\boldsymbol{\tau}}}_f$, assume a forma Newtoniana, como:

$$\bar{\bar{\boldsymbol{\tau}}}_f = 2\varepsilon_f \mu_f \bar{\bar{\mathbf{D}}}_f + \varepsilon_f \lambda_f \text{tr}(\bar{\bar{\mathbf{D}}}_f) \bar{\bar{\mathbf{I}}} \quad (56)$$

Onde $\bar{\bar{\mathbf{I}}}$ é o tensor identidade e $\bar{\bar{\mathbf{D}}}_f$ é o tensor taxa de deformação para a fase fluida, dado pela Equação 56. Os termos μ_f e λ_f representam as viscosidades cisalhante e *bulk*, respectivamente.

$$\bar{\bar{\mathbf{D}}}_f = \frac{1}{2} [\nabla \bar{\mathbf{v}}_f + (\nabla \bar{\mathbf{v}}_f)^T] \quad (57)$$

Onde T é a representação do operador “transposto” de matriz.

Sempre que houver uma taxa de deformação cisalhante, tem-se uma tensão cisalhante proporcional, onde a constante de proporcionalidade será a viscosidade cisalhante, μ_f . Por outro lado, sempre que houver uma taxa de deformação volumétrica, tem-se uma tensão normal proporcional, onde a constante de proporcionalidade será a viscosidade bulk, λ_f . Para a maioria dos fluidos, a viscosidade bulk é aproximadamente ou igual a zero e o fluido é incompressível, o que é chamado, hipótese de Stokes (DARTEVELLE, 2003).

- **Distribuição de Tensão na Fase Granular**

Fluxos granulares podem ser classificados em dois regimes distintos: um fluxo de regime viscoso ou colisional, na qual as tensões surgem devido a transferência colisional ou translacional de quantidade de movimento, e um plástico ou ficcional, na qual as tensões surgem devido a atrito de Coulomb entre os grãos em contato permanente (JENKINS e COWIN 1979).

Uma forma de combinar em um único tensor de tensões totais todos os tipos de tensões descritos acima, que agem sobre um escoamento granular, foi proposta por Savage (1983) como sendo uma simples relação linear de soma entre estes tensores.

$$\bar{\bar{\mathbf{S}}}_{s_m, s_1}^T = \bar{\bar{\mathbf{S}}}_{s_m, s_1}^v + \bar{\bar{\mathbf{S}}}_{s_m, s_1}^p \quad (58)$$

Onde o $\bar{\bar{\mathbf{S}}}_{s_m, s_1}^v$ é tensor de tensões cinético-colisional ou viscoso e $\bar{\bar{\mathbf{S}}}_{s_m, s_1}^p$ é o tensor de tensões friccional ou plástico.

O tratamento dado às contribuições cinética-colisional é baseado na teoria cinética dos gases (CHAPMAN e COWLING, 1970) adaptada para compor uma teoria que caracteriza o escoamento granular dita teoria cinética do escoamento granular iniciada por Bagnold (1954) e posteriormente desenvolvida por Savage e Jeffrey (1981), Jenkins e Savage (1983), Shahinpour e Ahmadi (1983) e Lun *et al.* (1984).

Por outro lado a contribuição friccional é definida utilizando-se da teoria do escoamento potencialmente plástico e da teoria do estado crítico baseadas na mecânica dos solos (JOHNSON e JACKSON, 1987; SRIVASTAVA e SUNDARESAN, 2003).

Os tensores de tensões colisional e friccional seguem apresentados abaixo pelas equações 59 e 60.

$$\bar{\bar{\mathbf{S}}}_{s_m, s_1}^v = -P_{s_m, s_1}^v \bar{\bar{\mathbf{I}}} + \bar{\bar{\boldsymbol{\tau}}}_{s_m, s_1}^v \quad (59)$$

$$\bar{\bar{\mathbf{S}}}_{s_m, s_1}^p = -P_{s_m, s_1}^p \bar{\bar{\mathbf{I}}} + \bar{\bar{\boldsymbol{\tau}}}_{s_m, s_1}^p \quad (60)$$

Onde P_{s_m, s_1} é a pressão do sólido e $\bar{\bar{\boldsymbol{\tau}}}_{s_m, s_1}$ é o tensor tensão.

- **Distribuição de tensão friccional na fase granular**

Quando a fração de volume dos sólidos está se aproximando do limite de empacotamento, as suposições feitas teoria cinética do fluxo granular (*KTGF*) já não são válidas. Em suspensões densas as partículas estão tão próximas umas das outras que as interações entre elas são melhor descritas como fricção em oposição a colisão. Por essa razão, normalmente algum tipo de um modelo de fricção é utilizado.

Normalmente, o limite de concentração de sólidos onde começa a tornar importante a contabilização da influência do regime friccional é de aproximadamente 50% v/v (DARTEVELLE, 2003).

As principais aproximações de tal escoamento granular friccional são feitas através da aplicação dos conceitos de plasticidade e estado crítico (HUILIN *et al.*, 2004).

Uma simples formulação para o tensor tensão friccional, baseada na lei de Newton, é expressa abaixo.

$$\bar{\tau}_{s_m, s_1}^P = 2\mu_{s_m, s_1}^P \bar{\bar{D}}_{s_m, s_1} \quad (61)$$

Onde μ_{s_m, s_1}^P é a viscosidade cisalhante friccional e $\bar{\bar{D}}_{s_m, s_1}$ é o tensor taxa de deformação e é descrito analogamente a Equação 57.

Neste presente trabalho, a viscosidade friccional foi desconsiderada da modelagem do escoamento multifásico granular, logo a Equação 60 se resume a pressão friccional, conforme apresentada no tópico seguinte.

A- Pressão friccional

A pressão do sólido no regime de escoamento plástico (pressão friccional), P_{s_m, s_1}^P ou P_s^f , presentes nos modelos de viscosidade cisalhante friccional e na Equação 60, tensor de tensão friccional, em uma analogia com a pressão “termodinâmica”, a pressão de sólidos pode ser relacionada a uma força por unidade de área, exercida por partículas, sobre uma dada superfície em um escoamento granular.

Três modelos são disponibilizados pelo software FLUENT[®] 14.5, dentre outros existentes na literatura, para o cálculo da pressão friccional.

❖ Modelo de JOHNSON e JACKSON (1987)

Os autores apresentam um modelo onde a pressão friccional é dependente da fração volumétrica de sólidos.

$$P_s^f = F \frac{(\epsilon_s - \epsilon_{s_{\min}})^n}{(\epsilon_{s_{\max}} - \epsilon_s)^p} \quad (62)$$

Onde P_s^f ($P_{s_{m,s1}}^p$) é a pressão friccional, F , n e p são parâmetros de ajuste, ϵ_s é a fração volumétrica de sólidos, $\epsilon_{s_{\min}}$ é o valor limite de fração volumétrica de sólidos onde começa a tornar-se importante as influências friccionais e $\epsilon_{s_{\max}}$ é o limite máximo de empacotamento.

Os autores Ocone, Sundaresan e Jackson (1993) propuseram para os parâmetros F , n e p os valores de 0,05, 2 e 5, respectivamente.

O coeficiente F foi modificado para torná-lo uma função da fração volumétrica de sólidos, apresentado pela equação abaixo.

$$F = 0,1\epsilon_s \quad (63)$$

❖ Modelo de SYAMLAL, ROGERS e O'BRIEN (1993)

Os autores propuseram um modelo para cálculo da pressão de sólidos onde é possível mensurar certa quantidade de compressibilidade na fase de sólidos para o regime de fluxo plástico.

$$P_s^f = \epsilon_s P^* \quad (64)$$

Onde P^* é representado por uma lei de potência empírica.

$$P^* = A(\epsilon_{f_{\min}} - \epsilon_f)^n \quad (65)$$

Tipicamente, os valores A e n são 10^{25} e 10, respectivamente. Os termos ϵ_f e $\epsilon_{f_{\min}}$ são respectivamente a fração volumétrica de fluido e a fração volumétrica de fluido próximo ao limite de empacotamento de sólidos.

❖ Modelo *Based-KTGF*

No modelo *Based-KTGF*, a pressão friccional é definida com base na teoria cinética do escoamento granular (esta teoria inclui a função de distribuição radial e a temperatura de granular), sendo que ela pode tender a grandes valores quando próximo do limite máximo de empacotamento, a depender do modelo selecionado para a função de distribuição radial (DING e GIDASPOW, 1990).

Neste modelo, a pressão friccional se torna igual à pressão de sólidos (LUNDBERG, 2008).

• Distribuição de tensão cinético-colisional na fase granular

O modelo para o regime viscoso ou cinético-colisional é baseado na teoria cinética dos gases (CHAPMAN e COWLING, 1970), pois, se as partículas podem se mover aleatoriamente no escoamento e, conseqüentemente, estarem sujeitas a uma flutuação em seu movimento, assim como as moléculas em um gás, uma analogia da teoria cinética dos gases pode ser feita para o escoamento granular.

Logo, esta analogia permite definir, para uma partícula sólida, todas as propriedades físicas mensuráveis em qualquer gás, como, viscosidade cisalhante, viscosidade bulk, pressão, temperatura, tensor tensão viscoso e etc.

Uma das principais diferenças entre as abordagens da teoria cinética é que as colisões, no caso do escoamento granular, são inelásticas, ocorrendo, desta forma, perda de energia.

Uma simples formulação para o tensor tensão cinético-colisional, $\bar{\tau}_{s_m, s_l}^v$ ($\bar{\tau}_s^v$), baseada na lei de Newton, é expressa abaixo.

$$\bar{\tau}_{s_m, s_l}^v = 2\mu_{s_m, s_l}^v \bar{D}_{s_m, s_l} + \lambda_{s_m, s_l} \text{tr}(\bar{D}_{s_m, s_l}) \bar{I} \quad (66)$$

Onde μ_{s_m, s_l}^v é a viscosidade cinética-colisional, λ_{s_m, s_l} é a viscosidade bulk granular e \bar{D}_{s_m, s_l} é o tensor taxa de deformação e é descrito analogamente a Equação 56.

A- Viscosidade aplicadas ao regime viscoso

A viscosidade do regime cinética-colisional é dada pela soma da viscosidade colisional e viscosidade cinética.

$$\mu_{s_m, s_1}^v = \mu_{s_m, s_1}^c + \mu_{s_m, s_1}^k \quad (67)$$

A viscosidade colisional, μ_{s_m, s_1}^c (μ_s^c) é uma contribuição da viscosidade devido às colisões entre as partículas e é baseada na teoria cinética de fluxo granular de Lun *et al.* (1984). A contribuição da viscosidade colisional é apresentada abaixo.

$$\mu_s^c = \frac{4}{5} \varepsilon_s \rho_s d_s g_{0,ss} (1 + e_{ss}) \left(\frac{\theta_s}{\pi} \right)^{1/2} \varepsilon_s \quad (68)$$

Onde θ_s é a temperatura granular (uma medida da energia cinética das vibrações moleculares dentro da partícula).

No regime diluído ($10^{-3} < \varepsilon_s < 1\%$ v/v), a probabilidade de colisões entre partículas é baixa, e a maior contribuição nesse é a viscosidade cinética. Dois modelos são disponibilizados pelo software FLUENT[®] 14.5, dentre outros existentes na literatura, para o cálculo da viscosidade cinética.

❖ Modelo de SYAMLAL, ROGERS e O'BRIEN (1993)

O modelo para a viscosidade cinética, μ_{s_m, s_1}^k (μ_s^k), dado por Syamlal, Rogers e O'Brien (1993) é apresentado na equação abaixo e baseia-se na teoria cinética para modificada para partículas esféricas lisas e inelásticas dado por de Lun *et al.* (1984).

$$\mu_s^k = \frac{\varepsilon_s \rho_s d_s \sqrt{\theta_s \pi}}{6(3 - e_{ss})} \left[1 + \frac{2}{3} (1 + e_{ss})(3 - e_{ss}) \varepsilon_s g_{0,ss} \right] \quad (69)$$

❖ Modelo GIDASPOW *et al.* (1992)

O modelo baseia-se na viscosidade diluída (μ_{dil}) de um gás e é feita a partir da teoria cinética dos gases.

$$\mu_s^k = \frac{2\mu_{dil}}{(1 + e_{ss})g_{0,ss}} \left[1 + \frac{4}{5} \varepsilon_s g_{0,ss} (1 + e_{ss}) \right]^2 \quad (70)$$

É assumido que uma molécula é uma partícula esférica rígida. Supõe-se também que as partículas na região diluída, como uma molécula, em pressões baixas não colidem. O coeficiente de restituição igual a 1 e a função de distribuição radial igual a 1, fazem com que a viscosidade diluída seja uma função conforme Equação 71.

$$\mu_{\text{dil}} = (\text{constante}) * (\text{densidade bulk}) * (\text{média do caminho livre}) * (\text{velocidade de oscilação}) \quad (71)$$

De acordo com Gidaspow *et al.* (1992), a constante é igual a $\frac{5\sqrt{\pi}}{96}$, a densidade *bulk* para sistemas diluídos é $\rho_s \epsilon_s$, o caminho médio livre é dado por $\frac{d_s}{\epsilon_s}$ e a velocidade de oscilação é $\sqrt{\Theta}$. Logo, a Equação 71 fica como:

$$\mu_{\text{dil}} = \frac{5\sqrt{\pi}}{96} (\rho_s \epsilon_s) \left(\frac{d_s}{\epsilon_s} \right) \sqrt{\Theta} \quad (72)$$

Substituindo a expressão acima na Equação 70, a viscosidade cinética se torna:

$$\mu_s^k = \frac{10\rho_s d_s \sqrt{\Theta_s \pi}}{96(1 + e_{ss})g_{0,ss}} \left[1 + \frac{4}{5} \epsilon_s g_{0,ss} (1 + e_{ss}) \right]^2 \quad (73)$$

Se a fração de volume do material sólido se aproxima de zero, e o coeficiente de restituição se aproxima de 1, a viscosidade cinética vai ser igual a viscosidade diluído.

A viscosidade *bulk* granular, $\lambda_{s_m, s_l} (\lambda_s)$, representa a resistência das partículas granulares à compressão ou expansão. O modelo foi desenvolvido a partir da teoria cinética de fluxo granular feita a partir de Lun *et al.* (1984).

A viscosidade *bulk* granular não pode ser considerada igual a zero e, diferentemente do caso de gases, esta propriedade não mede influências rotacionais e vibracionais dos sólidos, mas é simplesmente proporcional à viscosidade cisalhante e, como tal, está relacionada somente ao movimento randômico dos sólidos (LUN *et al.*, 1984).

$$\lambda_s = \frac{4}{5} \epsilon_s \rho_s d_s g_{0,ss} (1 + e_{ss}) \left(\frac{\Theta_s}{\pi} \right)^{1/2} \quad (74)$$

B- Pressão aplicada ao regime viscoso

A interpretação para a pressão cinética-colisional, $P_{s_m, s_l}^v (P_s^v)$, é a mesma que para a pressão termodinâmica dos gases na qual a pressão do gás atuando sobre uma superfície é visualizada como o resultado do impacto de moléculas sobre esta superfície.

Para o fluxo granular no regime compressível (ou seja, onde a fração de volume de sólidos é menor do que seu valor máximo permitido), a pressão de sólidos é calculada independentemente.

Devido a uma distribuição de velocidades de Maxwell ser utilizada para as partículas, a temperatura granular é introduzida no modelo, e aparece na expressão para a pressão. A pressão de sólidos é constituída por um termo cinético e um segundo termo devido às colisões entre partículas. O software FLUENT® versão 14.5 disponibiliza três modelos para o cálculo da pressão de sólidos (cinética-colisional).

❖ Modelo LUN *et al.* (1984)

O modelo de Lun *et al.* (1984) é representado pela equação abaixo e compensa tanto contribuição cinética quanto a colisão. É derivado da teoria cinética de fluxo granular.

$$P_s^v = \epsilon_s \rho_s \Theta_s + 2\rho_s(1 + e_{ss})\epsilon_s^2 g_{0,ss} \Theta_s \quad (75)$$

O primeiro termo do lado direito da equação representa a parte cinética da pressão (assim como para as moléculas de gás), enquanto o segundo termo representa a contribuição colisional.

❖ Modelo SYAMLAL, ROGERS e O'BRIEN (1993)

Este modelo apresenta as mesmas características do modelo de Lun *et al.* (1984) exceto pelo fato de que o modelo de Syamlal, Rogers e O'Brien (1993) negligencia na pressão de sólidos o termo cinético.

$$P_s^v = 2\rho_s(1 + e_{ss})\epsilon_s^2 g_{0,ss} \Theta_s \quad (76)$$

❖ Modelo MA e AHMADI (1990)

A pressão de sólidos dada por esse modelo é semelhante ao modelo Lun *et al.* (1984), mas leva em conta a viscosidade friccional. O modelo é derivado utilizando a teoria de turbulência a partir do modelo de turbulência k-ε modificado. O modelo Ma Ahmadi *et al.* (1990) para a pressão de sólidos deve ser utilizada em conjunto com o modelo de Ma Ahmadi para a função de distribuição radial (LUNDBERG, 2008).

$$P_s^v = \varepsilon_s \rho_s \Theta_s \left[(1 + 4\varepsilon_s g_{0,ss}) + \frac{1}{2} [(1 + e_{ss})(1 - e_{ss} + 2\mu_s^P)] \right] \quad (77)$$

C- Temperatura granular

Analogamente à temperatura termodinâmica para gases, a temperatura granular pode ser introduzida como sendo uma medida da flutuação da velocidade das partículas.

A temperatura granular é uma medida do movimento aleatório das partículas. Devido à energia mecânica transferida para as partículas, geração de um movimento aleatório das partículas acontece. Este movimento irá aumentar a energia interna nas partículas, por exemplo, na colisão de duas partículas. Se a colisão é uma colisão inelástica perfeita, toda a energia cinética é conservada. Em uma dimensão, isto significa que a velocidade das partículas será a mesma antes e após a colisão, mas no sentido oposto. Na prática a colisão não é perfeita e alguma das partículas terá um aumento na temperatura térmica. Se mais partículas estão incluídas em um sistema de duas ou três dimensões, o movimento das partículas começa a ficar aleatório. A medição deste movimento é chamada de temperatura granular.

A temperatura granular é proporcional a "energia granular", onde a energia granular é definida como a energia cinética específica do componente de flutuação aleatório da velocidade da partícula.

$$E_{\Theta_s} = \frac{3}{2} \Theta_s = \frac{1}{2} \langle C_s^2 \rangle \quad (78)$$

Onde E_{Θ_s} é a energia de flutuação, Θ_s temperatura granular e \vec{C}_s é o componente de flutuação da velocidade instantânea \vec{c}_s , defina por:

$$\vec{c}_s = \vec{v}_s + \vec{C}_s \quad (79)$$

A obtenção dos valores de temperatura granular (θ_s) é realizada levando-se em conta o fato de que, sendo E_θ uma forma de energia, deve existir, naturalmente, uma equação fundamental para a sua conservação.

A conservação da energia granular flutuante para a matéria granular é dada pela equação abaixo.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\hat{\rho}_s E_{\theta_s}) + \nabla \cdot (\vec{v}_s \hat{\rho}_s E_{\theta_s}) = \Phi_{\theta_s} - \nabla \cdot \mathbf{q}_{\theta_s} - \gamma_{\theta_s} + \phi \quad (80)$$

O primeiro termo do lado esquerdo representa a taxa de aumento da energia de flutuação dentro de um dado volume controle (termo transiente), enquanto que o segundo termo representa a taxa líquida de energia de flutuação transferida por convecção para dentro do mesmo volume de controle.

Analisando o lado direito da Equação 80, o termo Φ_{θ_s} refere-se à geração de energia de flutuação dentro do volume de controle pelo tensor de tensões cinético-colisional. Φ_{θ_s} é dado por $[(-\bar{\tau}_s^v) : \nabla \vec{v}_s] - P_s^v \nabla \cdot \vec{v}_s$. O segundo termo $-\nabla \cdot \mathbf{q}_{\theta_s}$ representa o termo de difusão da energia granular. Sendo “q” o fluxo de temperatura granular e é definido por uma lei do tipo Fourier, ou seja, $\nabla \cdot \mathbf{q}_{\theta_s} = k_{\theta_s} \nabla \theta_s$, sendo “ k_{θ_s} ” o coeficiente de difusão, o qual é fortemente dependente da concentração dos grãos, do tamanho dos grãos e da inelasticidade da colisão. O software FLUENT® 14.5 disponibiliza para o cálculo do o coeficiente de difusão; Syamlal, Rogers e O'Brien (1993) e Gidaspow, Bezburuah e Ding (1992).

O terceiro termo, γ_{θ_s} , representa a perda de temperatura granular devido à natureza inelástica da colisão dos sólidos. Ele pode ser calculado pela expressão $\frac{12(1-e_{ss}^2)g_{0,ss}}{d_s\sqrt{\pi}} \rho_s \varepsilon_s^2 \theta_s^{3/2}$. O termo, γ_{θ_s} , é sempre positivo, conseqüentemente, ele representa a perda líquida de temperatura granular. Este termo causa a transformação de temperatura granular em temperatura “convencional” ou termodinâmica. De um modo geral, quanto maior for a concentração de sólidos, maior será o termo dissipativo γ_{θ_s} . Por outro lado, quanto maior o diâmetro dos

sólidos, menor será o valor de γ_{θ_s} . Conseqüentemente, pequenas partículas tendem a ter uma pequena temperatura granular ou, equivalentemente, tendem a ter grandes perdas de temperatura granular.

O último termo do lado direito da equação, ϕ , representa a taxa líquida de transferência de energia de flutuação entre a fase sólida. Essa transferência de energia é dada por $\phi = -3k_{s,m,s1}\theta_s$

O software FLUENT[®] versão 14.5 disponibiliza dois modos onde temperatura granular pode ser resolvida, com equação diferencial parcial ou expressão algébrica. Na expressão algébrica os termos de difusão e convecção da Equação 89 são negligenciados.

2.7. Experimentos conduzidos por Yu *et al.* (2007)

Para avaliação do desempenho do modelo computacional, foram utilizados os dados experimentais do trabalho realizado por Yu *et al.* (2007).

Os autores realizam os estudos em uma unidade experimental com fluxo em loop na Universidade de Tulsa. A unidade de ensaio consiste em 1) sistema de bomba, 2) sistema de aquecimento e refrigeração, 3) sistema de injeção / coleta de cascalhos, 4) sistema de tubulação, 5) sistema de medição, 6) tanques de armazenamento, e 7) sistema de controle e aquisição de dados. Um desenho esquemático simplificado do circuito do fluxo é mostrado na Figura 23.

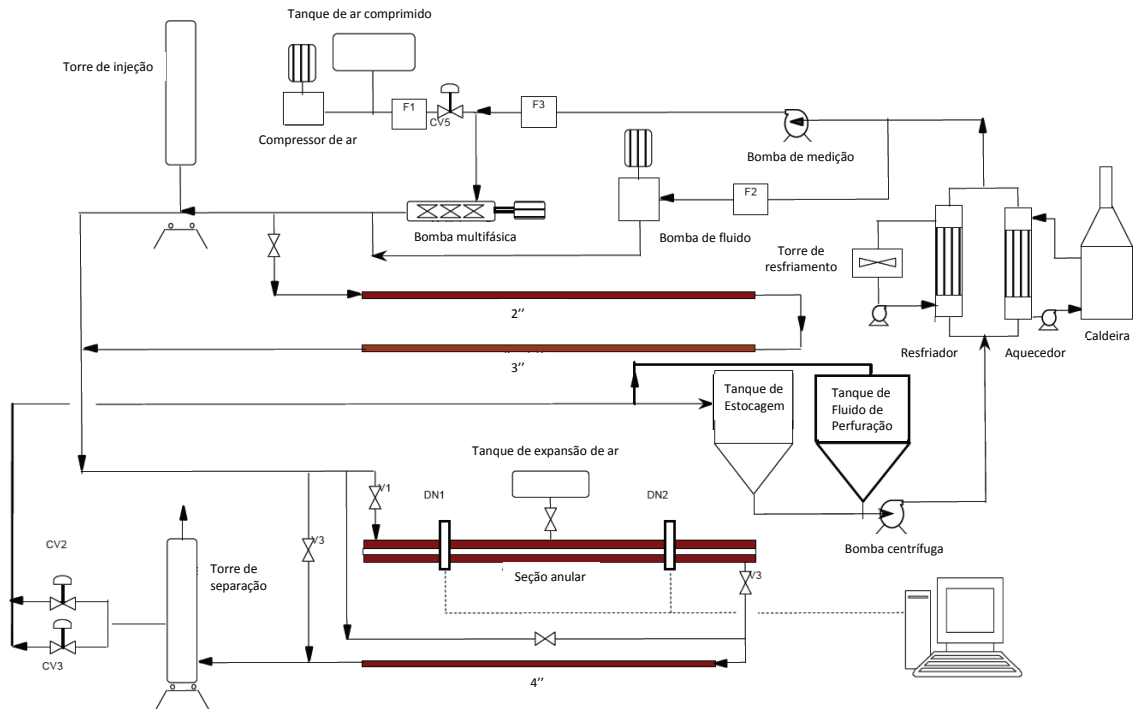


Figura 23 – Sistema experimental de fluxo em *loop* utilizado por Yu *et al.* (2007)

Neste estudo, os autores utilizaram as variáveis no experimento, apresentadas na Tabela 2, com seus níveis, para o melhor entendimento dos parâmetros de limpeza de poço (dados já convertidos para o Sistema de Internacional Unidades SI). A seção anular possui 17,5 metros de comprimento.

Tabela 2 – Dados do teste experimental de Yu *et al.* (2007)

Vazão (m ³ /h)	17,0	22,7	34,1	45,4	56,8
Fluido	A	B	C	D	Água
ROP (m/h)	4,6	6,1	9,1	12,2	
Temperatura (°C)	80	120	180		
Viscosidade (cP)	1	10	20		
Rotação da coluna (rpm)	0	80			
Excentricidade (mm)	13,74	22,37			
Inclinação (graus)	90	67			
Densidade (kg/m ³)	998	1437			
Diâmetro do "poço" (mm)	146,3				
Diâmetro da "coluna" (mm)	88,9				

Para obter uma característica não-Newtoniana, com comportamento de plástico de Bingham, os fluidos foram preparados com água, polímeros, para controle das propriedades reológicas (Celulose Polianiônica – PAC e Goma Xantana), e Barita

como agente adensante. Os fluidos foram diferenciados entre si pelos níveis adicionados de cada produto acima citado. A Tabela 3 apresenta as propriedades obtidas para cada fluido.

Tabela 3 – Composição dos fluidos de Yu *et al.* (2007)

Fluido	Parâmetros Reológicos		Densidade (kg/m ³)
	Viscosidade Plástica (cP)	Limite de Escoamento (kg/100m ²)	
A	10	98	998
B	20	195	998
C	30	195	1437
D	10	98	1437
Água	1	0	998

Os autores realizaram 116 experimentos para avaliar as interações entre as variáveis, onde 16 experimentos foram para água como fluido e 100 experimentos utilizando fluidos não-Newtonianos.

Os resultados experimentais mostram que os parâmetros de rotação da coluna, temperatura e parâmetros reológicos dos fluidos de perfuração têm efeitos significativos sobre a eficiência do transporte dos cascalhos.

CAPÍTULO 3 - MATERIAIS E MÉTODOS

O presente trabalho, amparado na modelagem e simulação, baseando em condições experimentais extraídas da literatura, tem os modelos e condições investigadas apresentados nos tópicos a seguir.

3.1. Geometria Computacional e Teste de Independência de Malhas

Inicialmente foi definido o plano de dimensões para a montagem da malha. Optou-se pelo plano tridimensional em função de fatores como: a similaridade com a unidade experimental e a possibilidade do estudo da evolução do escoamento (comprimento de entrada).

Outra definição preliminar foi o tipo de configuração de malha a ser empregada. Embora malhas não estruturadas necessitem de menor esforço de montagem, estas requerem maiores esforços computacionais durante a simulação numérica. Visando obter situações mais otimizadas de simulação, optou-se pela configuração de malhas estruturadas de forma hexaédrica.

A geometria, ilustrada pela Figura 24, e a malha foram elaboradas no software Gambit®, seguindo os parâmetros do anular utilizado por Yu *et al.* (2007). Foi criada uma geometria 3D do anular com diâmetro interno de 0,0889 m (3,5"), diâmetro externo de 0,1463 m (5,76"), comprimento de 17,5 metros (57,4') e excentricidade de 13,74 mm (offset).

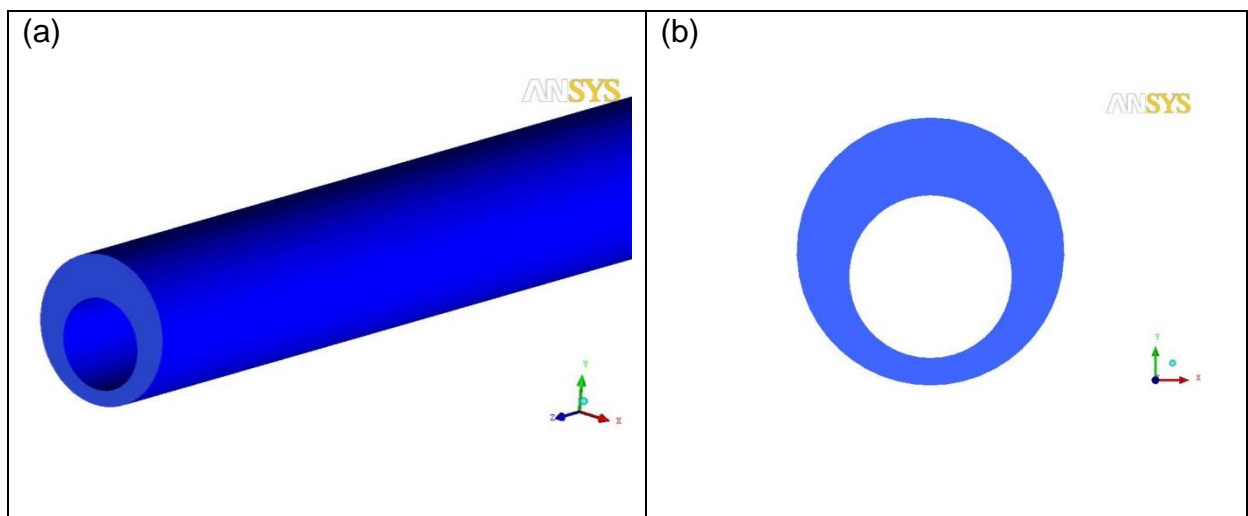


Figura 24 – Geometria anular conforme unidade experimental de Yu *et al.* (2007): (a) vista lateral e (b) vista frontal com excentricidade 13,74 mm *offset*

Visto que a quantidade de células ou volumes contidos em uma determinada malha podem modificar os resultados numéricos obtidos e, também, influenciar no custo de processamento, podendo tornar a mesma inviável computacionalmente, foram construídas 4 diferentes configurações de malhas para análise de independência, hexaédricas e tridimensionais. A Tabela 4 traz informações das malhas utilizadas nos testes de independência.

Tabela 4 – Malhas testadas no geradas para o teste de independência

	Angular	Radial	Axial	Elementos
Malha 1	40	4	200	32.000
Malha 2	44	4	350	61.600
Malha 3	48	5	500	120.000
Malha 4	60	6	500	180.000

Na confecção das malha, levou-se em consideração que o menor volume dos elementos na malha não fosse inferior ao tamanho da partícula.

Após esta etapa, para cada uma das malhas citadas anteriormente, foram realizadas simulações numéricas, utilizando-se do solver numérico FLUENT[®] versão 14.5, seguindo as condições de um dos experimentos realizados por Yu *et al.* (2007) para o fluido A, testado pelos autores em regime de escoamento laminar.

3.2. Parâmetros utilizados na modelagem e simulação

Este estudo foi feito em regime estacionário, como abordado no trabalho de Yu *et al.* (2007), no qual os cascalhos foram injetados até obter-se a estabilização do escoamento.

Para as simulações através do software FLUENT[®] versão 14.5, as condições abaixo foram utilizadas:

- Regime permanente para a condição monofásica e transiente para a condição bifásica (o regime permanente é condição de entrada do regime transiente);
- Escoamento laminar;
- Efeito da gravidade ($9,8 \text{ m/s}^2$);
- Modelo multifásico Euleriano Granular com 2 fases e parâmetro de fração volumétrica Implícito;

- Fluido de perfuração não-Newtoniano, modelo de Herschel-Bulkley (com parâmetros de ajuste como Fluido A utilizado por Yu *et al.* (2007) e índice de comportamento, n , igual a 1);
- Partículas esféricas com 3 mm de diâmetro com densidade de 2610 kg/m³

No trabalho publicado, os autores não reportam informações referentes a característica das partículas utilizadas. Entretanto, Zhou *et al.* (2004) realizaram um estudo na mesma unidade experimental e utilizaram partículas esféricas com 3 mm de diâmetro de média e densidade de 2610 kg/m³. Logo a mesma densidade, diâmetro e característica física das partículas serão utilizados nas simulações.

As condições de contorno juntamente com os modelos e os parâmetros utilizados no teste de independência de malhas e nas demais simulações realizadas neste trabalho são descritos na Tabela 5.

Tabela 5 – Condições de contorno e parâmetros adotados nas simulações

Condições de Contorno	Velocidade da fase sólida é igual a velocidade da fase fluida na entrada			
	Velocidade do fluido constante na seção do anular			
	Pressão atmosférica na saída anular			
	Velocidade igual a zero (no slip) na parede			
Interação entre Fases	Modelo de Arraste	Huni-Gidaspow (2003)		
	Coefficiente de Restituição	0,9		
Parâmetros da Fase Granular	Diâmetro	3 mm		
	Viscosidade Granular	Gidaspow <i>et al.</i> (1992)		
	Viscosidade Granular Bulk	Lun <i>et al.</i> (1984)		
	Viscosidade Friccional	-		
	Ângulo Interno de Fricção	-		
	Pressão Friccional	Based-KTGF		
	Módulo Friccional	Derived		
	Limite de Empacotamento para Fricção	0,6		
	Temperatura Granular	Algebraic		
	Pressão de Sólidos	Lun <i>et al.</i> (1984)		
	Função de Distribuição Radial	Lun <i>et al.</i> (1984)		
	Módulo de Elasticidade	Derived		
Limite Máximo de Empacotamento	0,63			
Parâmetros para Solução	Passo de Tempo	0,01 s		
	Esquema de Acoplamento	Pressão-Velocidade	SIMPLE	
	Método de Discretização no Espaço	Gradiente	Least Squares Cell Based	
		Movimento	Second Order Upwind	
		Fração de Volume	QUICK	
Formulação Transiente	Second Order Implicit			

Neste trabalho, a viscosidade friccional foi desconsiderada da modelagem do escoamento multifásico granular.

A escolha do modelo multifásico, Euleriano Granular Multifásico, na modelagem da coluna perfuração, foi baseada em critérios tais como, a presença, neste equipamento, de regiões contendo uma fase particulada densa e o alto carregamento de partículas. Os critérios utilizados na escolha dos parâmetros apresentados na tabela acima são baseados em informações obtidas na literatura e na realização de experimentos de exploração prévios, porém seus resultados não serão discutidos e apresentados neste trabalho.

3.3. Avaliação do desempenho do modelo

Dentre as condições testadas por Yu *et al.* (2007), o fluido A é o mais testado, em 51% dos experimentos, sendo que a temperatura de 120 °C foi a mais utilizada para os testes com o fluido A (34% dos casos). Logo, para as simulações, será utilizado o fluido A com temperatura 120 °C, e com isso, pela matriz de experimentos dos autores, a inclinação 90° (em relação a uma coluna em posição vertical) e excentricidade 13,74 mm são mantidos constantes, variando apenas os parâmetros ROP, vazão do fluido e rotação da coluna.

Como teste preliminar, para avaliação do desempenho do modelo, cinco simulações foram realizados, onde se tentou buscar todo o espectro de concentração de cascalhos (Cc), com alta e baixa concentração de sólidos, utilizado pelos autores, como apresentado pela Tabela 6.

Tabela 6 – Teste preliminar para avaliação do modelo frente os dados experimentais de Yu *et al.* (2007).

Caso	ROP (m/h)	Rotação (rpm)	Vazão (m ³ /h)	Cc (% v/v)
1	6,1	0	34,1	16
2	12,2	80	22,7	5
3	12,2	80	34,1	3
4	12,2	0	45,4	14
5	12,2	0	34,1	22

O Fluido A é o fluido que possui a combinação da menor viscosidade, limite de escoamento e densidade testadas com 10 cP, 98 kg/100m² e 998 kg/m³, respectivamente.

Para a definição da vazão volumétrica de sólidos, \dot{V}_s , obtida a partir da taxa de penetração, ROP, foi equacionada por meio de um balanço no volume de formação perfurado, dado por meio da correlação da Equação 81.

$$\dot{V}_s = \text{ROP} \times A_{\text{broca}} \quad (81)$$

A área da broca é calculada através pelo diâmetro do poço, $D_{\text{poço}}$.

$$A_{\text{broca}} \cong \pi \left(\frac{D_{\text{poço}}}{2} \right)^2 \quad (82)$$

A concentração de injeção, Cc_i (% v/v), foi obtida pela equação abaixo.

$$Cc_i = \frac{\dot{V}_s}{\dot{V}_f + \dot{V}_s} \quad (83)$$

Onde \dot{V}_f é a vazão volumétrica do fluido de perfuração.

3.4. Planejamento Experimental Computacional

Neste trabalho não serão avaliados fatores como tipo de fluido, temperatura, inclinação e excentricidade da coluna na eficiência de carreamentos de cascalhos.

Após avaliação do desempenho do modelo, um estudo paramétrico dos efeitos da vazão, rotação e taxa de penetração na concentração de cascalhos e na queda de pressão é realizado para que, com base nos resultados, seja possível realizar um estudo estático dessas interações na variável resposta e encontrar as melhores condições para maximizar a eficiência na limpeza do poço. Para isso, utilizou-se o planejamento composto central, que nada mais é do que um planejamento fatorial de primeira ordem aumentado de pontos adicionais que permitem a estimação de parâmetros de segunda ordem. A quantidade de experimentos a ser realizado num planejamento do tipo composto central com 'K' variáveis é calculada a partir do planejamento fatorial a dois níveis (2K), acrescido dos ensaios ou réplicas nos níveis centrais (n2) e dos ensaios nos níveis extremos (2K). Dessa maneira, uma equação

polinomial de segunda ordem pode ser utilizada para expressar a concentração de cascalhos como uma função de variáveis independentes.

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_3 X_3 + \beta_{11} X_1^2 + \beta_{22} X_2^2 + \beta_{33} X_3^2 + \beta_{12} X_1 X_2 + \beta_{13} X_1 X_3 + \beta_{23} X_2 X_3 \quad (84)$$

Onde Y representa a concentração de cascalhos ou queda de pressão, β os parâmetros de ajuste e X as variáveis independentes, vazão, rotação e taxa de penetração. Os parâmetros de ajuste serão obtidos utilizando o *software* Statistic® 12.

Baseado no planejamento composto central e também em valores das variáveis que representem realidade operacional, a matriz de experimentos abaixo é obtida (Tabela 7).

Tabela 7 – Matriz de experimentos do planejamento composto central com α de rotabilidade 1,6818 e α de ortogonalidade 1,2872.

Experimentos	Variáveis Codificadas			Variáveis Naturais		
	ROP	Rotação	Vazão	ROP (m/h)	Rotação (rpm)	Vazão (m ³ /h)
1	-1	-1	-1	6,1	20	22,7
2	-1	-1	1	6,1	20	45,4
3	-1	1	-1	6,1	60	22,7
4	-1	1	1	6,1	60	45,4
7	1	1	-1	12,2	60	22,7
8	1	1	1	12,2	60	45,4
9	-1,6818	0	0	4,0205	40	34,1
10	1,6818	0	0	14,2795	40	34,1
11	0	-1,6818	0	9,2	6,3641	34,1
12	0	1,6818	0	9,2	73,6359	34,1
13	0	0	-1,6818	9,2	40	14,9617
14	0	0	1,6818	9,2	40	53,1383
15	0	0	0	9,2	40	34,1
16	0	0	0	9,2	40	34,1

3.5. Pós Processamento

Para cálculo da concentração de cascalhos retida no anular, dado em porcentagem de volume, utilizou-se a correlação descrita pela Equação 85, que relaciona o volume de sólido presente no anular e o volume do anular.

$$C_c = \frac{m_s / \rho_s}{A_{\text{anular}} \times \Delta L} \quad (85)$$

Onde m_s é a massa de cascalhos retidos no anular e ΔL é o comprimento do anular.

A avaliação da concentração de cascalhos realizada por Yu *et al.* (200) foi feita entre o metro 8,8 e o metro 15,4 do comprimento total do anular de 17,5 metros, logo para este caso $\Delta L = 6,6$ m.

Como as simulações foram conduzidas em ambiente tridimensional, adotou-se como referência a seção a 12,1 m da origem para avaliação dos contornos de magnitude de velocidade axial e da concentração de cascalhos, pois esse é o ponto médio da seção de avaliação de Yu *et al.* (2007).

Para avaliação dos perfis de velocidade axial e tangencial, a mesma posição foi utilizada. Ainda elegeu-se o eixo das abscissas, na dimensão do diâmetro do tubo externo (distância radial) para planificar os resultados. A análise foi realizada tanto para o eixo x quanto para o eixo y, como mostra a figura abaixo.

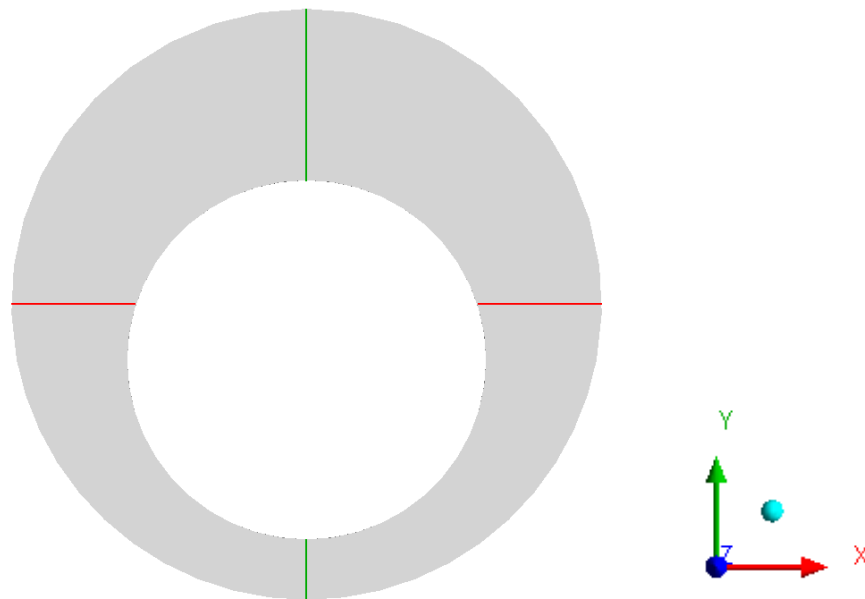


Figura 25 – Direção dos perfis x e y

3.6. Configuração do *Hardware* Computacional

Para a realização das simulações numéricas, utilizou-se computadores no laboratório de simulação da Universidade Federal do Espírito Santos – Campus São Mateus, cujas especificações técnicas são descritas na Tabela 8. As simulações foram executadas utilizando o software FLUENT® 14.5 instalado.

Tabela 8 – Configuração da unidade de simulação

Sistema Operacional	Memória RAM	Tipo de Processador	Modelo
Windows-7 64 bits	8,0 GB	Intel Quad- Core i5-4570 3,20 GHz	HP- EliteDesk 800 G1SFF

CAPÍTULO 4 - RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo encontram-se os resultados obtidos empregando a metodologia computacional descrita, através de sua avaliação pela comparação qualitativa e quantitativa com informações extraídas da literatura; sempre com a perspectiva de contribuir com o melhor entendimento dos fenômenos envolvidos na operação de limpeza de poços durante a perfuração horizontal.

4.1. Verificação do Regime de Escoamento

Considerando o fluido empregado, o Fluido A da proposta de Yu *et al.* (2007), e das Equações 23, 26 e 34 que graficamente resultam na Figura 13; foram avaliadas as características do escoamento na faixa de vazões empregadas no planejamento de experimentos.

Tabela 9 – Número de Reynolds para os fluidos e suas vazões

Reynolds					
Vazão (m ³ /h) Fluido	17,0	22,7	34,1	45,4	56,8
A	2.6E+03	3.4E+03	5.1E+03	6.8E+03	8.5E+03

Tabela 10 – Número de Hedstrom para os fluidos e suas vazões

He					
Vazão (m ³ /h) Fluido	17,0	22,7	34,1	45,4	56,8
A	2,1E+05	2,1E+05	2,1E+05	2,1E+05	2,1E+05

Através das Tabelas 9 e 10 e utilizando a Figura 13, constatou-se que todos os fluidos e vazões testados, para o Fluido A, apresentam o comportamento de escoamento laminar.

4.2. Testes preliminares

Nas próximas seções apresentam-se os resultados e discussões dos testes preliminares sobre a condição de independência de malha e a avaliação da modelagem proposta.

4.2.1. Análise de independência de malha

Para cada uma das 4 malhas da Tabela 4, foi feita uma análise com escoamento laminar para o fluido A seguindo as condições de vazão $34,2 \text{ m}^3/\text{h}$ com rotação 0 e 80 rpm, conforme utilizado por Yu *et al.* (2007).

A Figura 26 mostra o comportamento da queda de pressão do fluido entre as seções 8,8 m e 15,4 m, região do domínio para análise dos resultados, segundo Yu *et al.* (2007).

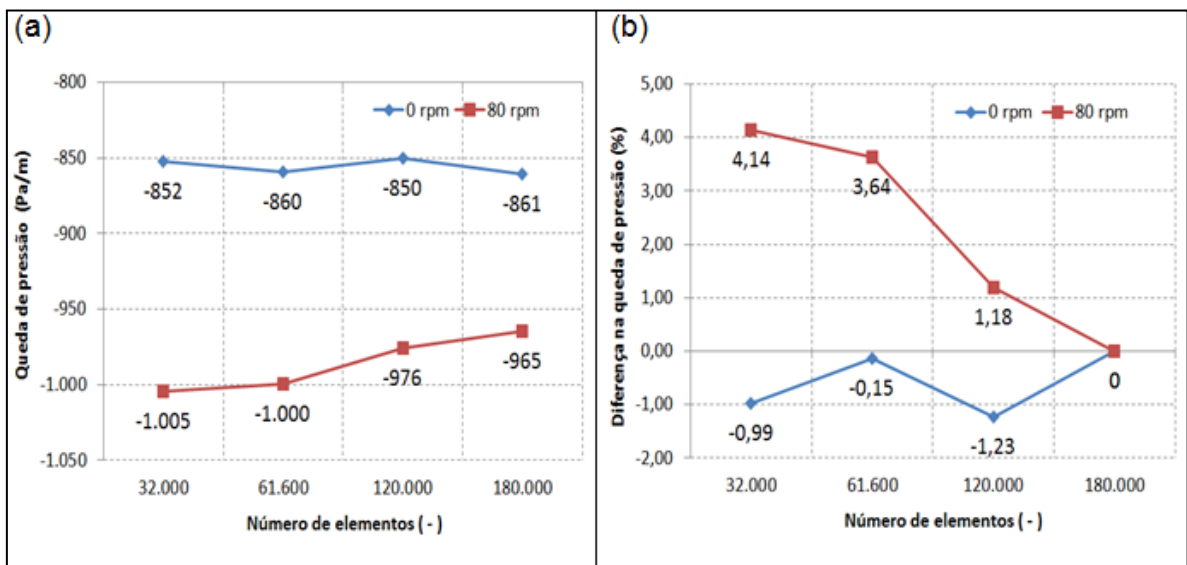


Figura 26 – Teste de independência de malhas: (a) queda de pressão entre as seções 8,8 m e 15,4 m; (b) diferença percentual na queda de pressão com relação à Malha 4

Na Figura 26 pode-se observar que para a rotação 0 rpm o padrão de queda de pressão é estável ao longo das quatro malhas, sendo que a Malha 2 apresenta ligeiramente um melhor resultado quando comparado a diferença percentual com base à Malha 4. Entretanto para as simulações com 80 rpm a queda de pressão reduz a medida que a malha é mais refinada, onde a Malha 3 apresenta menor

diferença em relação a malha mais refinada, 1,18%. As Malhas 1 e 2 apresentam, em média, 2,7 p.p. de diferença para a Malha 3.

A Figura 27 mostra o comportamento velocidade do fluido entre ao final da seção de análise de Yu *et al.* (2007), aos 15,4 m a partir da entrada.

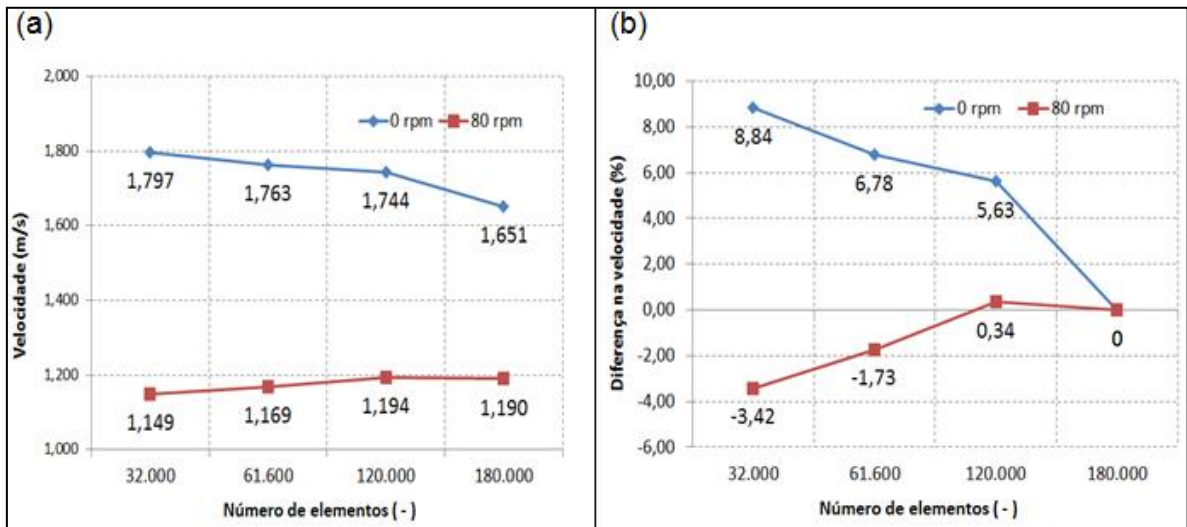


Figura 27 – Teste de independência de malhas: (a) velocidade na seção 15,4 m; (b) diferença percentual da velocidade com relação à Malha 4

A velocidade já se comporta de maneira oposta a queda de pressão, onde para a rotação 80 rpm o variação da velocidade é mais estável ao longo das quatro malhas, do que para rotação 0 rpm.

A Malha 2 (61.600 elementos) possui valores de velocidade, em média, 1,27 p.p. maiores que a Malha 3 (120.000), ou seja, sua diferença da Malha 4 não é tão superior à diferença da Malha 3 em relação a 4.

Considerando o menor refinamento da Malha 2, e conseqüentemente seu menor esforço computacional, já que a mesma possui menos da metade de elementos da malha mais refinada, e dado os próximos resultados da Malha 4 com diferenças semelhantes as da Malha 3, assim, definiu-se que a Malha 2 é a malha mais adequada para se trabalhar neste estudo, devido sua relação precisão e esforço computacional.

Na Figura 28 pode-se observar a discretização da Malha 2 para a seção anular e axial, representando a coluna e a parede do poço.

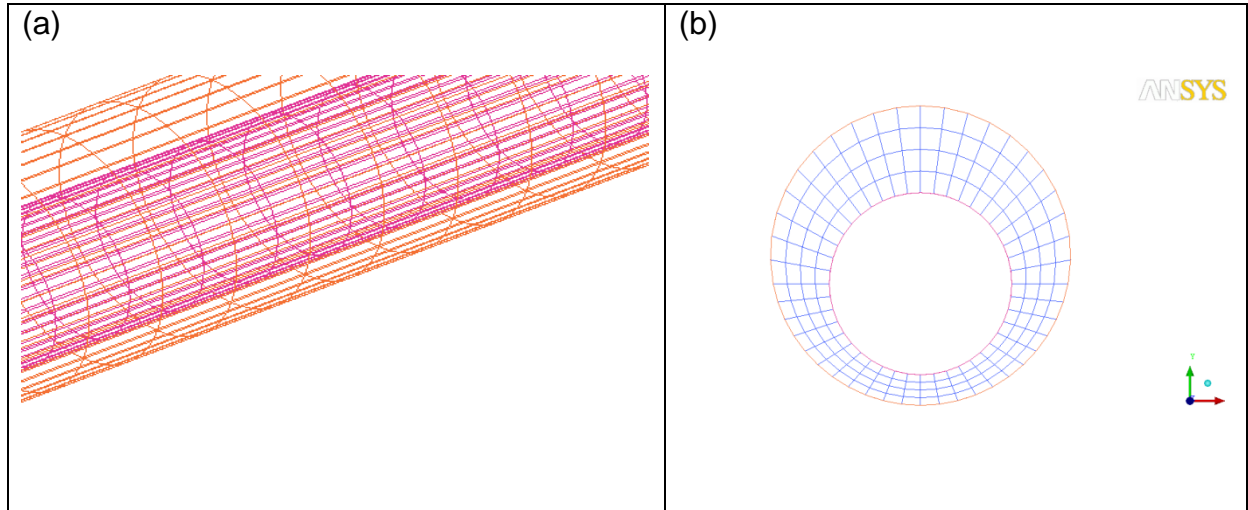


Figura 28 – Malha computacional tridimensional de um anular utilizada nas simulações: (a) vista lateral e (b) vista frontal com excentricidade 13,74 mm *offset*

4.2.2. Fluidodinâmica do escoamento não-Newtoniano na geometria anular

O transporte dos cascalhos pelo fluido de perfuração é afetado por diversas variáveis, dentre elas o efeito da vazão do fluido e o efeito da rotação da coluna de perfuração, como é constatado por diversos autores. Sendo assim, antes de avaliar a dinâmica do escoamento com a injeção dos cascalhos, é importante analisar o comportamento do escoamento do fluido na geometria anular para entender, por exemplo, o efeito do comprimento de entrada e a perturbação que a injeção de sólidos causa no sistema.

4.2.2.1. Avaliação do desempenho da modelagem e da estratégia de simulação

Os resultados da Tabela 6 foram utilizados para comparação com os resultados obtidos da literatura e, com isso foi possível avaliar o desempenho não só da modelagem proposta, mas também da estratégia de simulação.

A Tabela 11 apresenta os resultados desta comparação, bem como o desvio do modelo em relação aos resultados experimentais de Yu *et al.* (2007).

Tabela 11 – Resultados de concentração de cascalhos no anular obtidos na simulação em CFD.

Caso	ROP (m/h)	Rotação (rpm)	Vazão (m ³ /h)	Cc (% v/v)		Desvio (%)
				Simulação CFD	Yu et. al. (2007)	
1	6,1	0	34,1	12,0	16,0	-25,0
2	12,2	80	22,7	4,0	5,0	-20,0
3	12,2	80	34,1	3,4	3,0	13,3
4	12,2	0	45,4	15,3	14,0	9,6
5	12,2	0	34,1	19,6	22,0	-10,9
Média						-6,6

Em termos quantitativos, os resultados obtidos da simulação numérica mostraram satisfatória concordância, considerando a complexidade do fenômeno, com os dados experimentais; apontando desvios médios de $|6,6\%$. Os desvios dos valores simulados mostraram-se independentes dos casos avaliados, ou seja, não há uma tendência de que os maiores desvios, por exemplo, estejam vinculados as menores vazões.

Pode-se observar uma leve tendência dos valores simulados serem predominantemente menores que os valores experimentais. Mesmo assim, prevalece a boa concordância dos resultados provenientes da técnica utilizada, sendo o desvio máximo de 25% nas condições testadas.

4.2.2.2. Análise da Condição de Escoamento plenamente estabelecido

A simulação numérica em três dimensões permite observar o efeito do comprimento de entrada 'CE' sobre o escoamento anular. Sendo esta, a distância necessária para que o fluido alcance a situação de escoamento totalmente estabelecido, ou seja, o perfil de velocidades não se altera com o avanço do escoamento.

O conhecimento deste efeito revela um importante parâmetro para a estimativa do tamanho (comprimento) de unidades piloto/experimentais em função das condições operacionais investigadas. No trabalho experimental conduzido por Yu *et al.* (2007), dentro do espectro do comprimento da tubulação, os autores utilizaram para o estudo, a seção compreendida entre 8,8 e 15,4 metros distantes da origem.

A partir dos dados da Tabela 6, os casos foram avaliados, tanto na condição monofásica, quanto na condição bifásico (sólido-líquido). Desta forma pode-se avaliar a perturbação que a presença de sólidos causa no escoamento e como seu carreamento se processa. Na Figura 29 é possível observar a velocidade do fluido ao longo do comprimento do anular e quando o escoamento plenamente desenvolvido é alcançado, sem a injeção de sólidos. Esta velocidade, que é a magnitude da velocidade, foi medida no centro da região superior do anular (poço), sendo a região com maior área transversal ao escoamento.

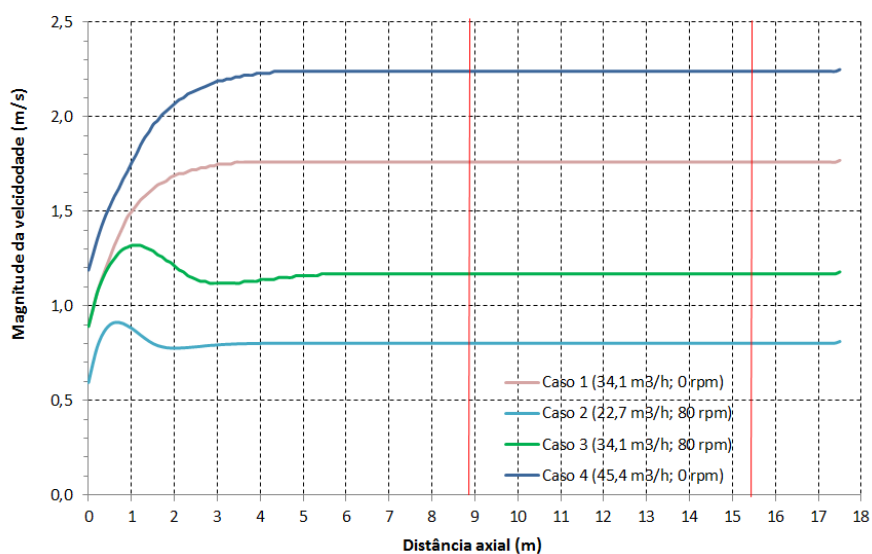


Figura 29 – Comprimento de entrada sem injeção de sólidos (ROP = 0 m/h)

Destaca-se que na condição de escoamento monofásico (ausência da injeção de sólidos) os Casos 1 e 5 se equivalem em seus resultados.

Os resultados da simulação sem injeção de partículas mostram que o comprimento de entrada se apresenta mais pronunciado a medida em a vazão do fluido aumenta, porém para a mesma vazão, quando adicionado a rotação, o comprimento de entrada aumenta devido ao um distúrbio inicial que a rotação causa no comportamento do fluido. Para os casos da Figura 29, o escoamento plenamente estabelecido ocorre anterior à região de análise dada pela primeira linha vermelha vertical.

A Figura 30 mostra que a injeção de sólidos causa um aumento no comprimento de entrada, por exemplo, para o caso 1, sem injeção de sólidos, o comprimento de entrada é em torno de 3,5 m e velocidade final 1,17 m/s, já para o mesmo caso,

porém com a injeção de sólidos, o comprimento de entrada sobe para quase 9,0 m e velocidade final de 2,02 m/s. Da mesma maneira como observado na Figura 29 (casos 1 e 4), a partir dos resultados das simulações, é possível observar que quanto maior a vazão de fluido, maior será a velocidade e maior será o comprimento de entrada percorrido para se atingir a estabilização do escoamento (casos 5 e 4 para a Figura 30), estando em concordância com os preceitos teóricos (ÇENGEL e CIMBALA, 2006).

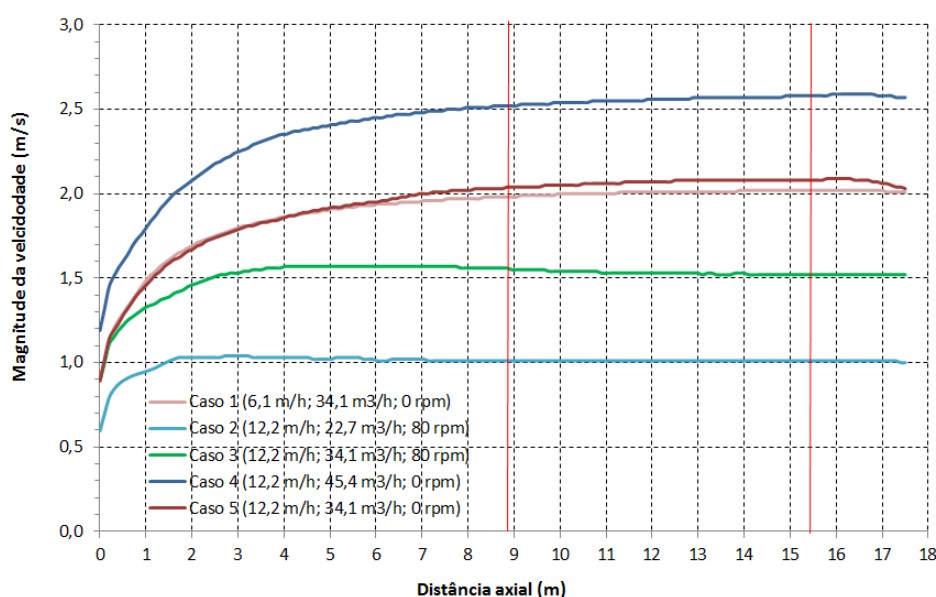


Figura 30 – Comprimento de entrada com injeção de sólidos

Pela avaliação gráfica, a não ser pelo caso 2, todos os outros casos apresentam o escoamento plenamente estabelecido à montante da primeira linha vertical (a 8,8m da entrada do sistema). Entretanto a variação observada na velocidade entre na seção de mediação (entre 8,8 m e 15,4 m) é pequena, não interferindo nos resultados finais.

4.2.2.3. Análise do Campo de Escoamento através de Contornos de Velocidade

Este tipo de informação representa a componente da velocidade em uma dada seção ao longo do eixo axial do tubo. Para este estudo adotou-se a seção a 12,1 m da origem. Esta escolha baseou-se no fato de ser uma das regiões de determinações experimentais e estar na condição de escoamento plenamente estabelecido.

A Figura 31 apresenta os contornos de velocidade axial para os casos da Tabela 6, sem injeção de sólidos.

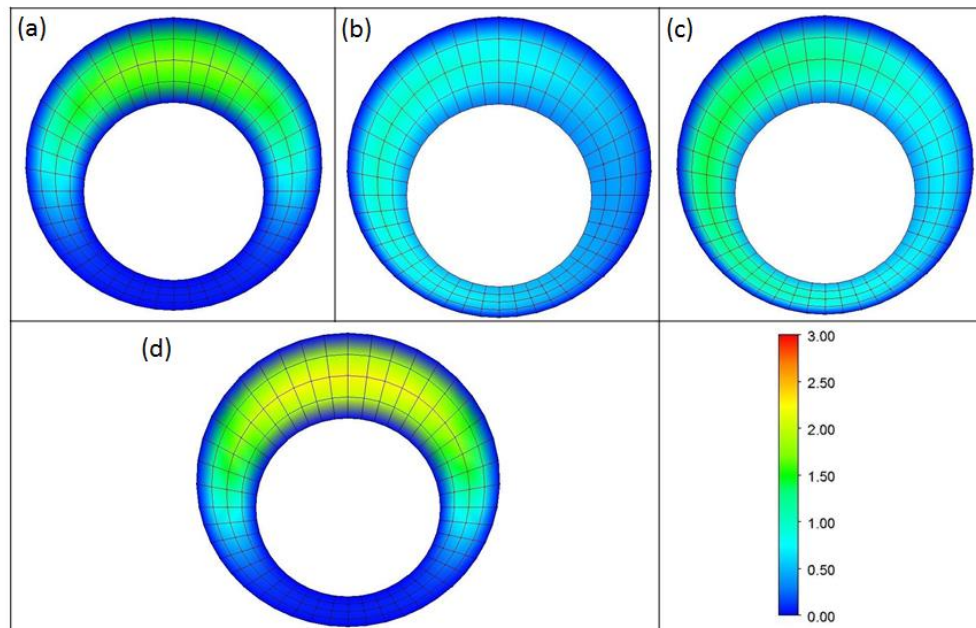


Figura 31 – Campo de velocidade no anular sem injeção de sólidos para (a) Caso 1 e 5 ($34,1 \text{ m}^3/\text{h}$; 0 rpm); (b) Caso 2 ($22,7 \text{ m}^3/\text{h}$; 80 rpm); (c) Caso 3 ($34,1 \text{ m}^3/\text{h}$; 80 rpm); (d) Caso 4 ($45,4 \text{ m}^3/\text{h}$; 0 rpm).

Destaca-se que na condição de escoamento monofásico (ausência da injeção de sólidos) os Casos 1 e 5 se equivalem em seus resultados.

Os contornos de velocidade axial são influenciados pela vazão de escoamento e pela rotação da coluna de perfuração.

É possível ainda observar que o aumento na vazão provoca um aparente aumento da velocidade em direção à parte inferior do anular, para os casos sem rotação. Nos casos sem rotação da coluna pode-se observar a presença de uma zona de estagnação na seção inferior do anular.

A rotação da coluna, por sua vez, influenciou na mudança do campo de escoamento, fazendo com que a velocidade do fluido na região para a qual a coluna foi deslocada (parte inferior do anular) fosse maior nos casos em que há rotação da coluna, pois o efeito da rotação (no sentido anti-horário) faz com que o fluxo do fluido consiga atingir esta região com maior intensidade.

Os mesmos comportamentos foram observados quando os sólidos foram injetados, conforme apresentado na Figura 32.

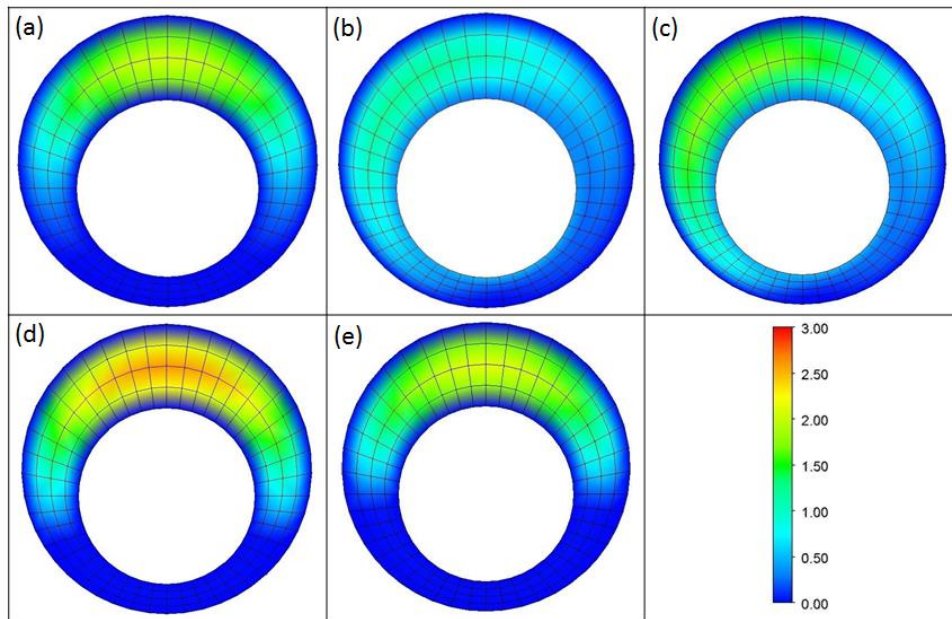


Figura 32 – Campo de velocidade no anular com injeção de sólidos para (a) Caso 1 (6,1 m/h; 34,1 m³/h; 0 rpm); (b) Caso 2 (12,1, m/h; 22,7 m³/h; 80 rpm); (c) Caso 3 (12,1, m/h; 34,1 m³/h; 80 rpm); (d) Caso 4 (12,1, m/h; 45,4 m³/h; 0 rpm); (e) Caso 5 (12,1, m/h; 34,1 m³/h; 0 rpm).

Entretanto, para um mesmo caso, comparando as situações com e sem injeção de sólidos, é notório o impacto destes na alteração do campo de velocidade, reduzindo, para os casos com injeção de sólidos, a magnitude da velocidade na parte mais inferior do anular. Conduto nestes casos, este efeito se deve ao fato do acúmulo de cascalhos ocorrer na região inferior do anular, causando uma restrição ao fluxo.

4.2.2.4. Perfil axial de queda de pressão

Pela simulação numérica, pode-se determinar os valores de pressão estática junto ao centro da região superior do anular (poço) ao longo de sua extensão. Os valores de pressão foram obtidos tomando como valor referencial a pressão estática na saída do anular ($P = 0,0$ Pa). A Figura 33 apresenta os casos da Tabela 6, sem injeção de sólidos.

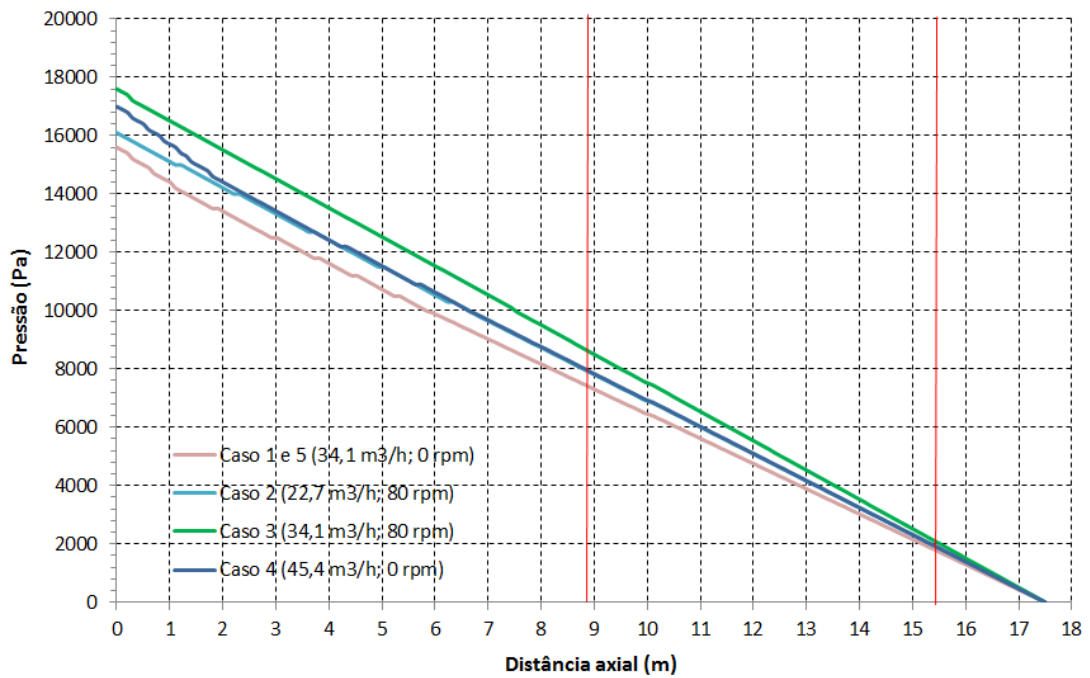


Figura 33 – Queda de pressão para os casos da Tabela 6 sem injeção de sólidos (ROP = 0 m/h)

Destaca-se que na condição de escoamento monofásico (ausência da injeção de sólidos) os Casos 1 e 5 se equivalem em seus resultados.

É possível observar que a rotação da coluna tem um efeito importante na perda de carga, apresentando maior queda de pressão para os casos onde a rotação é diferente de zero.

A Figura 34 apresenta a queda de pressão para os casos da Tabela 6 com injeção de sólidos (ROP = 0 m/h).

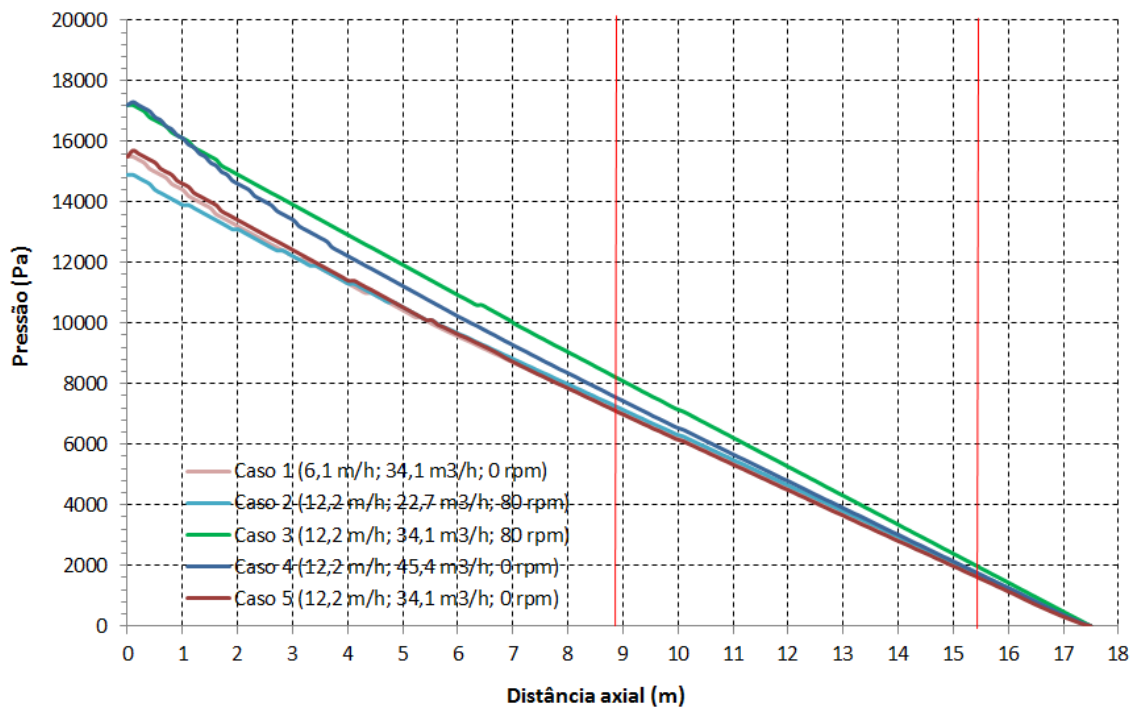


Figura 34 – Queda de pressão para os casos da Tabela 6 com injeção de sólidos (ROP = 0 m/h).

Já a injeção de sólidos faz com que o comportamento da queda de pressão apresente inversão do visto na Figura 39, fazendo com que a vazão tenha efeito mais importante na perda de carga. Esse comportamento tem concordância com o visto nas análises de contorno de velocidade.

4.2.2.5. Perfis de velocidade axial e tangencial

Outra forma de análise da velocidade no campo de escoamento em anulares é a representação cartesiana dos perfis de velocidade. Citada por alguns autores, este tipo de apresentação permite a comparação simultânea da grandeza entre as componentes axial e tangencial. Embora fisicamente também se tenha uma velocidade radial, esta mostrou valores inferiores quando comparadas à ordem de grandeza das outras duas componentes. Neste sentido apresentam-se nesta etapa do estudo apenas os perfis de velocidade axial e tangencial.

Visando seguir uma lógica de comparação de resultados tentando salientar os efeitos das principais variáveis, propõe-se a escolha dos Casos 1 e 3, com e sem rotação, respectivamente, pois os outros casos apresentam o mesmo perfil de velocidade dos Casos 1 e 2. Os demais resultados encontram-se no Apêndice deste trabalho.

Como referencial de orientação, as linhas pretas horizontais indicam os limites da parede do tubo externo enquanto que a região em cinza ao centro representa a presença do eixo interno.

A Figura 35 abaixo apresenta o perfil de velocidade para o Caso 1 (6,1 m/h; 34,1 m³/h; 0 rpm) na direção x e y .

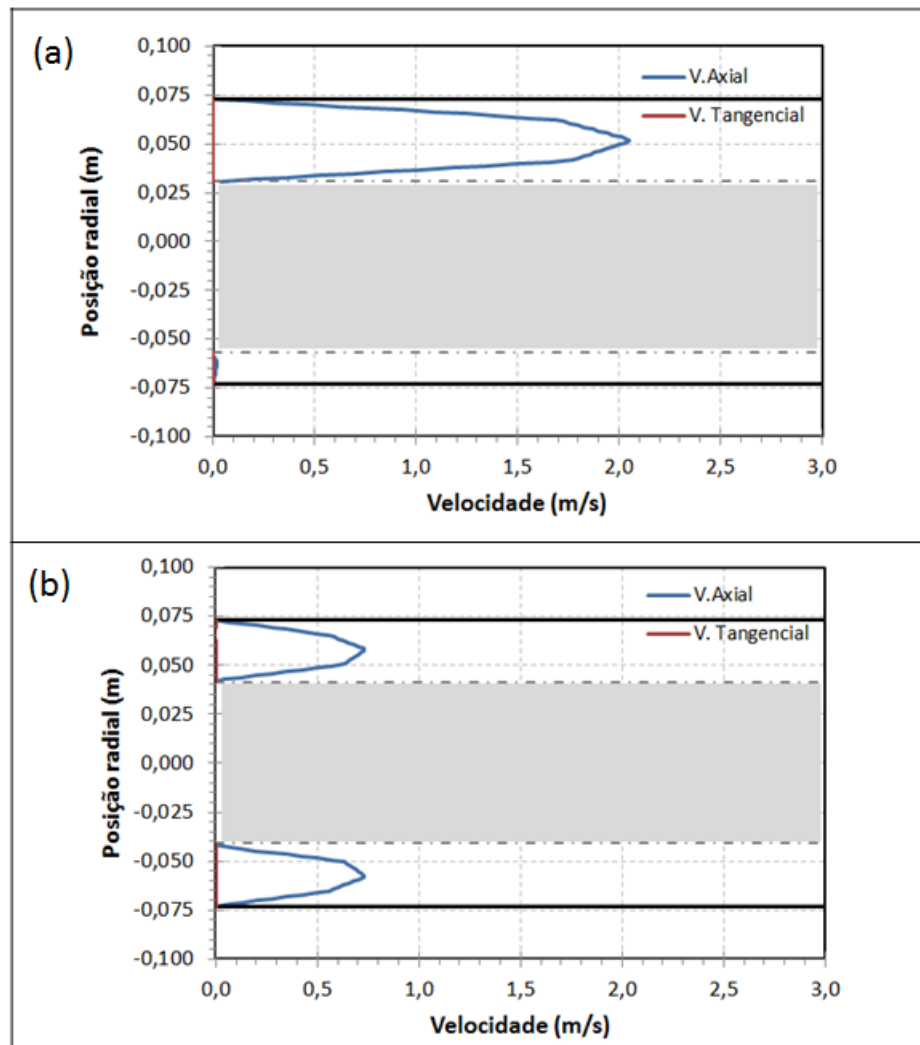


Figura 35 – Perfis de velocidade para o Caso 1 na direção (a) y e (b) x .

Nesta situação observa-se que a falta do perfil tangencial em função da ausência de rotação do eixo interno, predominando assim o fluxo axial no anular. Um aspecto que chama a atenção é o formato do perfil de velocidade axial. Considerando o escoamento laminar sem influência da rotação, observa-se o formato parabólico parcialmente “achatado”. Este tipo perfil concorda com a clássica distribuição de velocidade axial para o escoamento de fluidos pseudoplásticos e viscoplásticos; apontando para coerência física dos resultados numéricos e as informações

disponíveis na literatura (CHHABRA, 1999). Além disso, os perfis de velocidade em cada lado do anular, na direção x apresenta o mesmo comportamento dinâmico, simétrico.

O perfil de velocidade na direção y ainda mostra o impacto da concentração de cascalhos no comportamento do escoamento. Como visto na análise de contorno de velocidade, a parte inferior do anular apresenta velocidade próxima a zero (0), devido ao acúmulo de sólidos.

Para o caso 3 (12,2 m/h; 34,1 m³/h; 80 rpm), dado pela Figura 36, além da diferença entre as ordens de grandeza dos perfis de velocidade axial, observa-se sua distribuição no anular.

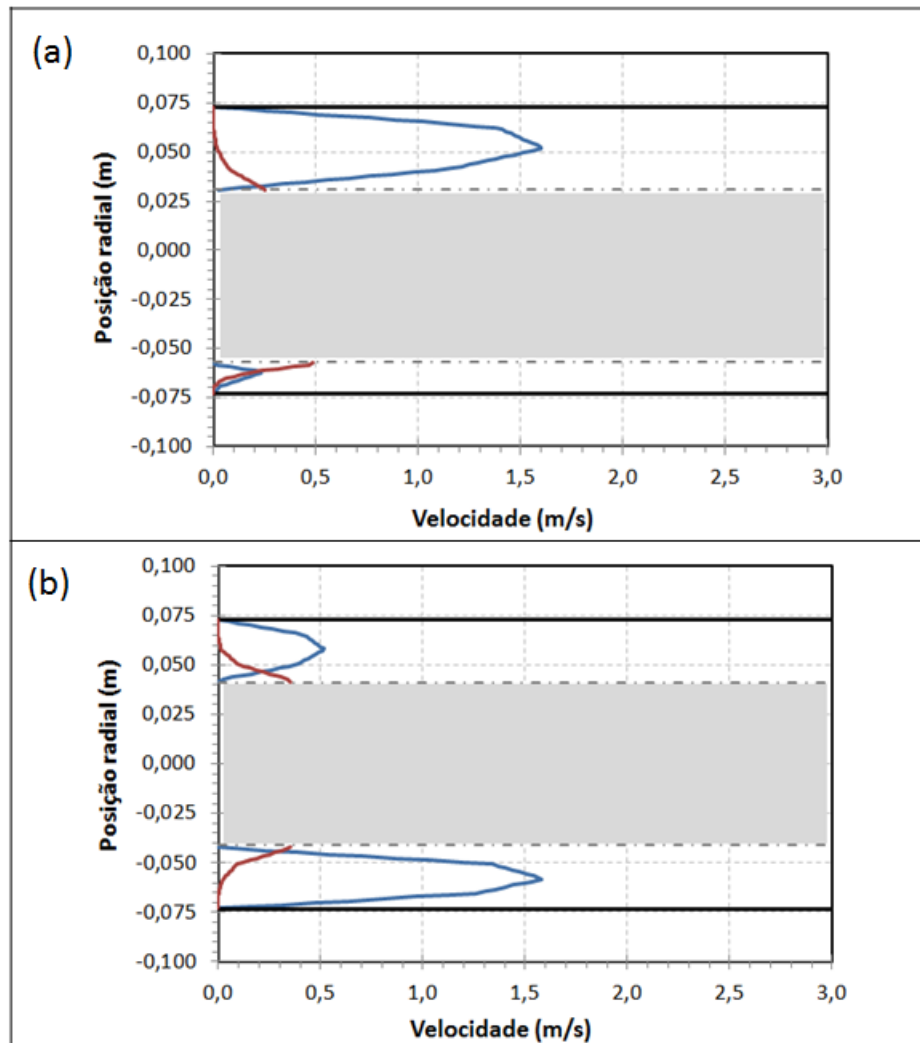


Figura 36 – Perfis de velocidade para o Caso 3 na direção (a) y e (b) x .

Diferentemente da Figura 35, na existência da rotação, os perfis de velocidade em cada lado do anular não são simétricos, reforçando as constatações feitas na análise dos contornos de velocidade axial, descritos anteriormente (Seção 4.2.2.2). Também com a rotação, a velocidade tangencial se pronuncia diferentemente do caso anterior, isso devido ao fato da própria rotação do eixo, gerando uma força tangencial.

Com esta análise encerra-se a avaliação da performance dos modelos adotados e da estratégia de simulação, ressaltando a concordância dos resultados com dados da literatura; viabilizando o uso da mesma estratégia em um cenário mais amplo que visa investigar, de forma criteriosa os efeitos das principais variáveis operacionais para o cenário de limpeza de poços horizontais durante a perfuração.

4.3. Avaliação do planejamento experimental

Uma vez o modelo proposto neste estudo ter apresentado uma satisfatória performance quando confrontado com resultados da literatura; pode-se estender a análise do fenômeno através de um conjunto de simulações que seguiram o planejamento proposto no Capítulo 3 item 3.2. A Tabela 12 apresenta as respostas de concentração de cascalhos e queda de pressão em função das condições operacionais (nominais e codificadas) do planejamento experimental.

Tabela 12 – Efeitos das variáveis investigadas na resposta da queda de pressão e concentração de cascalhos

	ROP (m/h)		Rotação (rpm)		Vazão (m ³ /h)		Cc (%)	$\Delta P/m$ (Pa/m)
	Codificadas	Nominais	Codificadas	Nominais	Codificadas	Nominais		
1	-1	6,1	-1	20	-1	22,7	5,54	-770
2	-1	6,1	-1	20	1	45,4	4,77	-885
3	-1	6,1	1	60	-1	22,7	2,79	-830
4	-1	6,1	1	60	1	45,4	2,42	-1040
5	1	12,2	-1	20	-1	22,7	12,77	-775
6	1	12,2	-1	20	1	45,4	10,69	-1030
7	1	12,2	1	60	-1	22,7	4,19	-828
8	1	12,2	1	60	1	45,4	3,38	-1040
9	-1,6818	4,0205	0	40	0	34,1	2,38	-918
10	1,6818	14,2795	0	40	0	34,1	6,46	-840
11	0	9,2	-1,6818	6,3641	0	34,1	13,95	-833
12	0	9,2	1,6818	73,6359	0	34,1	2,95	-950
13	0	9,2	0	40	-1,6818	14,9617	4,62	-730
14	0	9,2	0	40	1,6818	53,1383	4,29	-948
15	0	9,2	0	40	0	34,1	4,57	-855
16	0	9,2	0	40	0	34,1	4,57	-855

4.3.1 Análise da Transiência do escoamento Sólido-Líquido

Todas as simulações foram executadas no regime transiente, entretanto o tempo de da simulação foi monitorado de modo a garantir que o sistema alcançasse o regime permanente de escoamento, ou seja, onde as variáveis respostas: a concentração de sólidos no interior do anular e a queda de pressão não mais variassem em função do tempo.

A Figura 37 apresenta um caso típico, representado pela Simulação 13 (9,2 m/h; 40 rpm; 14,96 m³/h), no comportamento da concentração de cascalhos em função do tempo da simulação até atingir o estado estacionário, neste caso próximo a 800 s. Desca-se que a concentração de sólidos seguiu a definição da Equação 95 (considerando a seção de medida entre 8,8 e 15,4m a partir da origem). Os demais resultados encontram-se no Apêndice.

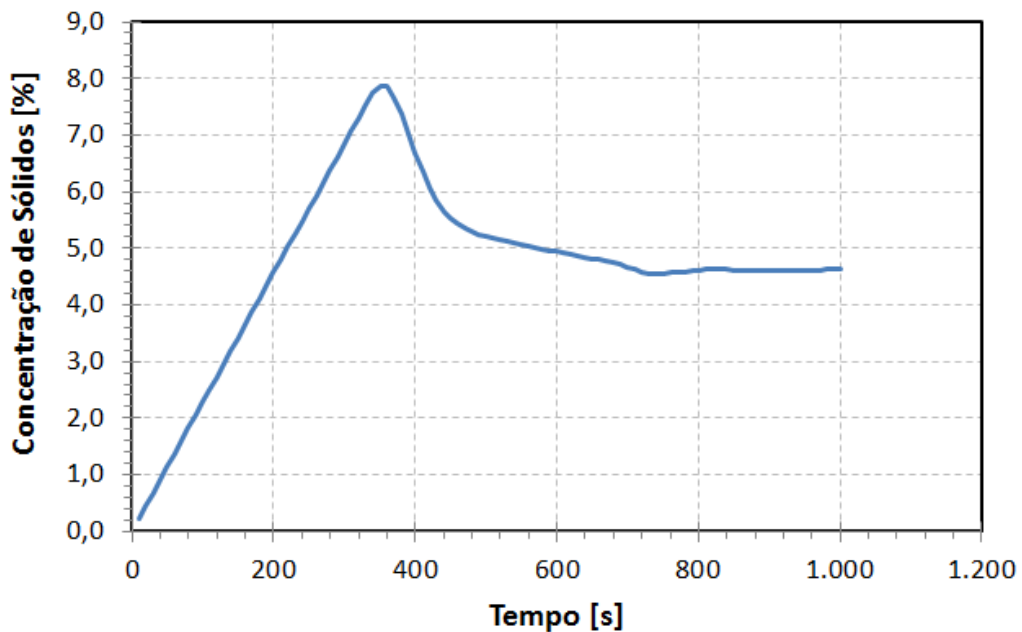


Figura 37 – Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 13 dado pela Tabela 12.

4.3.2 Avaliação da fluidodinâmica do escoamento

Como realizado para os testes preliminares, nesse capítulo será também avaliada a fluidodinâmica do escoamento para as corridas do planejamento de experimentos do estudo paramétrico apresentado na Tabela 12. Pretende-se analisar os elementos do campo de escoamento no anular, como o comprimento de entrada, as informações sobre o campo de escoamento através dos contornos e perfis de velocidade (axial e tangencial), inicialmente para o escoamento monofásico e na sequência considerando o efeito da injeção dos sólidos (representando os cascalhos de perfuração).

4.3.2.1 Análise da Condição de Escoamento Plenamente Desenvolvido

Durante a etapa de simulações numéricas preliminares, pôde-se constatar a importância do comprimento de entrada para o estudo do desenvolvimento do escoamento laminar. Com auxílio da técnica de CFD, verificou-se que as determinações experimentais de Yu *et. at.* (2007) testadas estão dentro da região de escoamento plenamente estabelecido. Da mesma forma, faz-se a mesma análise para as simulações do planejamento de experimentos do estudo paramétrico.

A Figura 38 apresenta um resultado típico do comprimento de entrada para uma condição de rotação constante em um cenário onde há a variação da vazão sem a injeção de sólidos (escoamento monofásico).

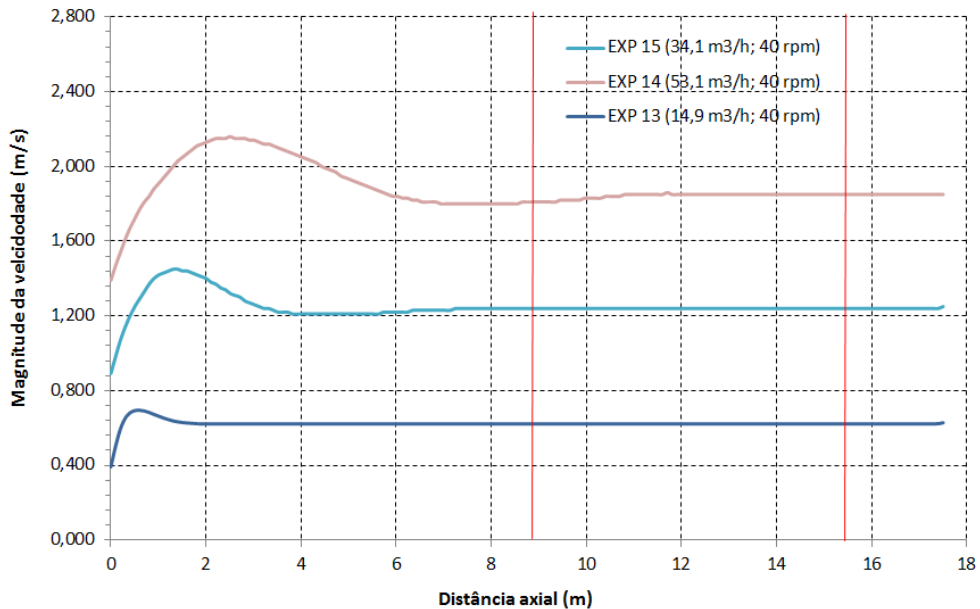


Figura 38 – Comprimento de entrada para os ensaios 13, 14 e 15 da Tabela 12, com taxa de penetração (ROP) nula e rotação constante.

Destaca-se que a vazão apresenta uma grande influência no comprimento de entrada, conforme observado nos testes preliminares, onde, para o escoamento laminar, quanto maior a vazão, maior será o comprimento de entrada. O comprimento de entrada aproximado para as simulações 14, 15 e 13, respectivamente, são 8,5 m, 3,5 m e 1,5m. Um aumento, em média, de 2,5 vezes o comprimento de entrada entre cada simulação.

A Figura 39 apresenta a manutenção da vazão em um patamar constante, mas considera a variação da rotação da coluna; levando em conta ainda a ausência da injeção de sólidos.

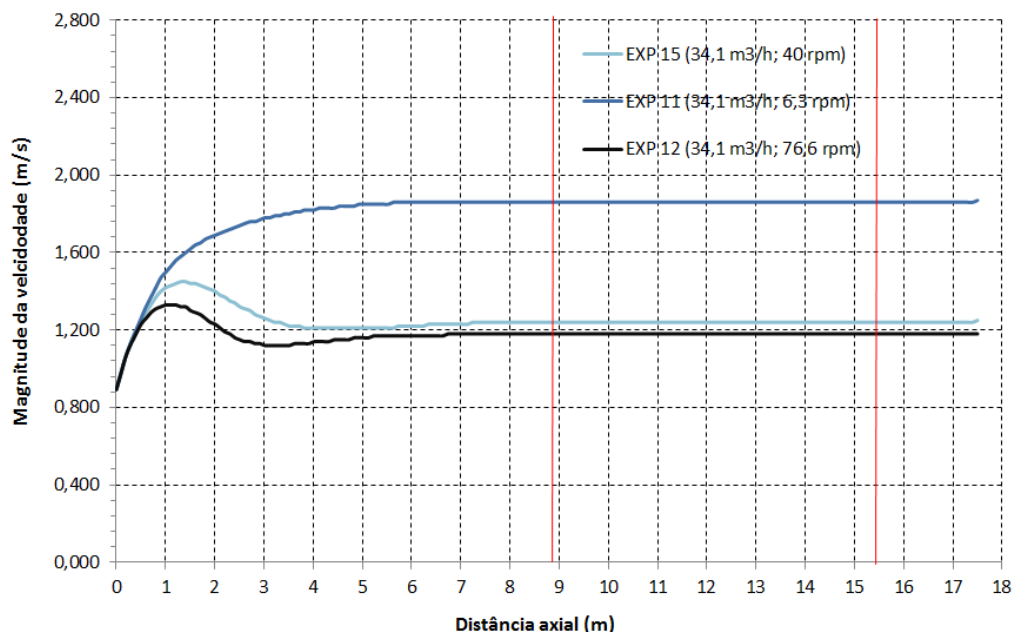


Figura 39 – Comprimento de entrada para os ensaios 11, 12 e 15 da Tabela 12, com taxa de penetração (ROP) nula e vazão constante.

Neste caso observa-se que a rotação provoca uma menor alteração no comprimento de entrada, em relação ao observado para a vazão, onde menor a rotação, menor é o comprimento de entrada. Outro ponto de destaque é que a curva de velocidade apresenta um comportamento distinto para a menor rotação. O comprimento de entrada aproximado para as simulações 11, 15 e 12, respectivamente, são 6,0 m, 5,0 m e 4,0 m.

Para todos os casos da Figura 38 e 39, os comprimentos de entrada se dão, consistentemente antes da primeira linha vertical, a 8,8 m de comprimento. Diferentemente para o a simulação 14 da Figura 39, visualmente nota-se que a curva de velocidade, mesmo a partir de 8,8 m continua a se modificar. Entretanto, a diferença de velocidade entre as seções de 8,8 e 15,4m, cujas posições correspondem aos locais dos pontos de leitura, não é significativa, onde para a simulação 14 essa diferença é de 2,210 % (para 1,850 m/s e 1,810 m/s). Este efeito é justificado pela não uniformidade do leito de cascalhos formado ao longo na seção inferior do anular. A seguir, a avaliação será feita considerando a presença dos sólidos, utilizando a mesma abordagem utilizada na análise monofásica. Entretanto, agora a taxa de penetração também será avaliada quanto seu impacto no comprimento de entrada.

A Figura 40 apresenta o resultado do comprimento de entrada considerando a variação da taxa de penetração, mantidas inalteradas a vazão e rotação da coluna.

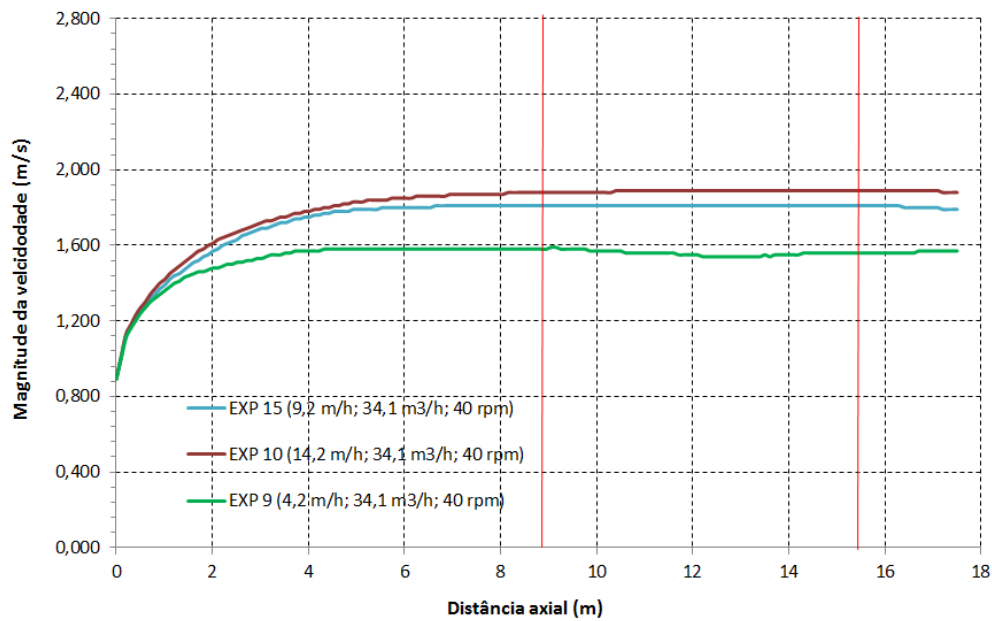


Figura 40 – Comprimento de entrada para os ensaios 9, 10 e 15 da Tabela 12, com rotação e vazão constantes.

Constata-se pela Figura 40, que a variação da taxa de penetração apresenta uma modesta influência no comprimento de entrada, onde, aproximadamente, o comprimento de entrada para as simulações 10, 15 e 19, respectivamente, são 7,5 m, 6,0 m e 4,5 m.

A Figura 41 passa a considerar o efeito da vazão fixando-se desta vez a taxa de penetração e a rotação da coluna. Como observado para o caso monofásico, a vazão também apresenta uma grande influência no comprimento de entrada para o escoamento bifásico.

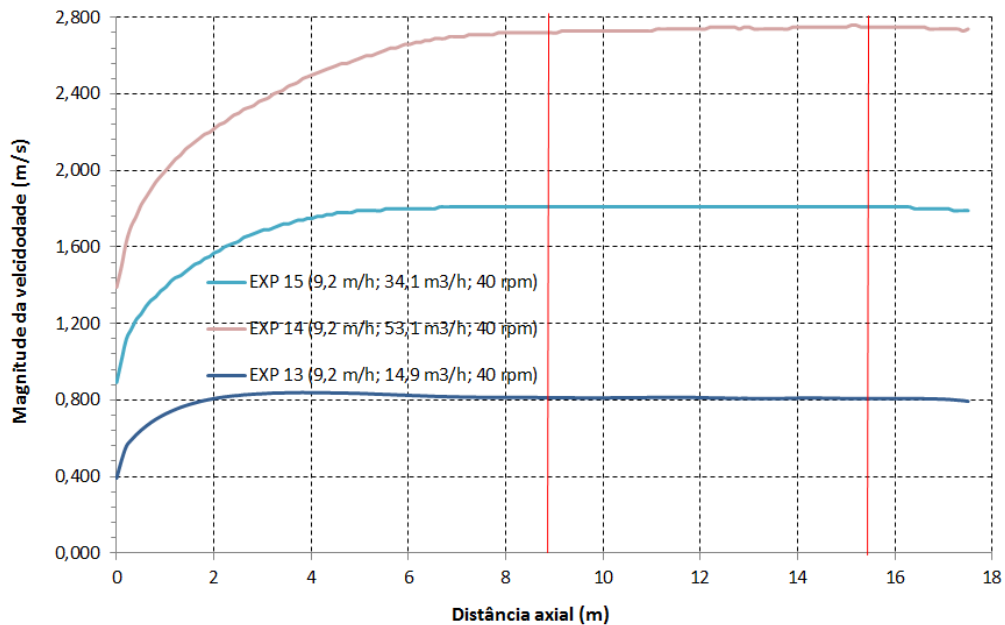


Figura 41 – Comprimento de entrada para os ensaios 13, 14 e 15 da Tabela 12, com taxa de penetração e rotação constantes.

Pode-se ressaltar que o comprimento de entrada aproximado para as simulações 14, 15 e 13, respectivamente, são 9,0 m, 6,0 m e 4,0 m. Quando comparado ao comprimento de entrada do caso monofásico, nota-se que a injeção de sólidos altera a fluidodinâmica do escoamento, dado que comprimento de entrada aumenta de 3,5 para 6,0 m, para a simulação 15, e de 1,5 para 4,0 m, para a simulação 13. Entretanto, isso não é observado para a simulação 14, pois como a velocidade se encontra próximo ao escoamento turbulento, ou no regime de transição, o comprimento de entrada (L_e) atinge um limite e passa a ser menor influenciado pelo número de Reynolds, sendo que (ÇENGEL e CIMBALA, 2006):

$$L_e = \begin{cases} 0,006 \text{ Re } D_H & \text{para escoamento laminar} \\ 4,4 \sqrt[6]{\text{Re}} D_H & \text{para escoamento turbulento} \end{cases} \quad (86)$$

Também para o escoamento bifásico, o comprimento de entrada é pouco afetado pela rotação da coluna de perfuração (mantendo-se constantes a vazão e a taxa de penetração), conforme visto pela Figura 42, e, ainda, a injeção de sólidos provocou pouca alteração na fluidodinâmica quanto ao comprimento de entrada, sendo que para as simulações 11, 15 e 12 os valores são 7,0 m, 6,0 m e 4,0 m, respectivamente.

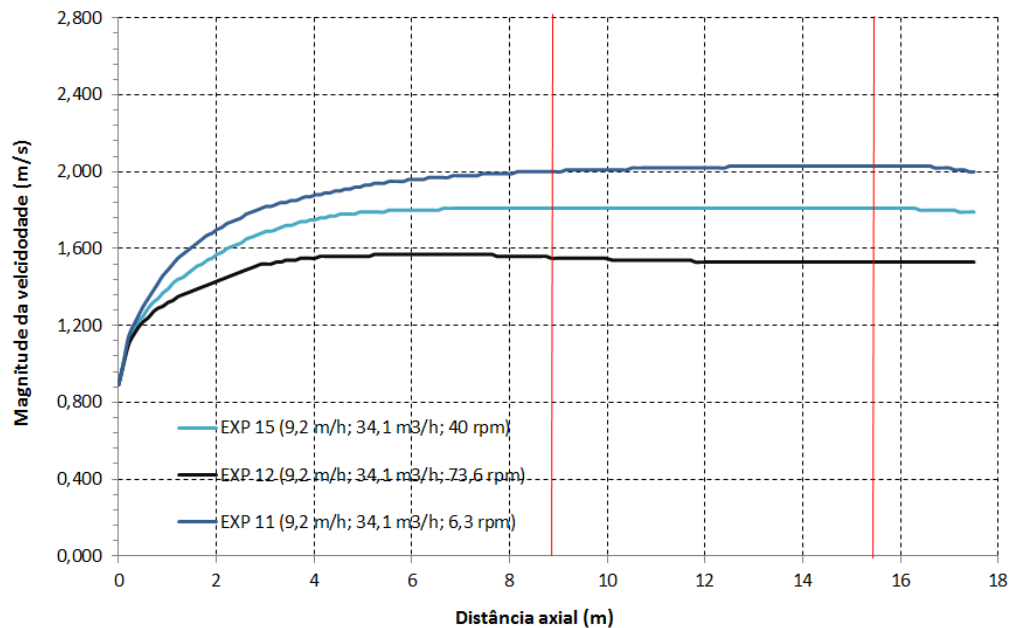


Figura 42 – Comprimento de entrada para os ensaios 11, 12 e 15 da Tabela 11, com taxa de penetração e vazão constantes.

De maneira geral, foi possível constatar que os resultados aqui apresentados obtiveram o mesmo comportamento do que os resultados apresentados nos ensaios preliminares.

Os resultados de comprimento de entrada para todas as condições simuladas seguindo planejamento da Tabela 12 estão apresentados no Apêndice.

4.3.2.2 Análise do Campo de Escoamento pelos Contornos de Velocidade

Esta informação representa a componente da velocidade em uma dada seção ao longo do eixo axial do tubo.

As maiores alterações da intensidade em termos dos contornos da velocidade foram identificadas pela alteração vazão do fluido de perfuração, tanto para o escoamento monofásico quanto para o multifásico.

A Figura 43 apresenta um resultado típico do efeito da vazão de escoamento; nestes seguem as simulações 13 (14,9 m³/h), 14 (53,1 m³/h) e 15 (34,1 m³/h); mantida a rotação em 40 rpm, sem injeção de sólidos.

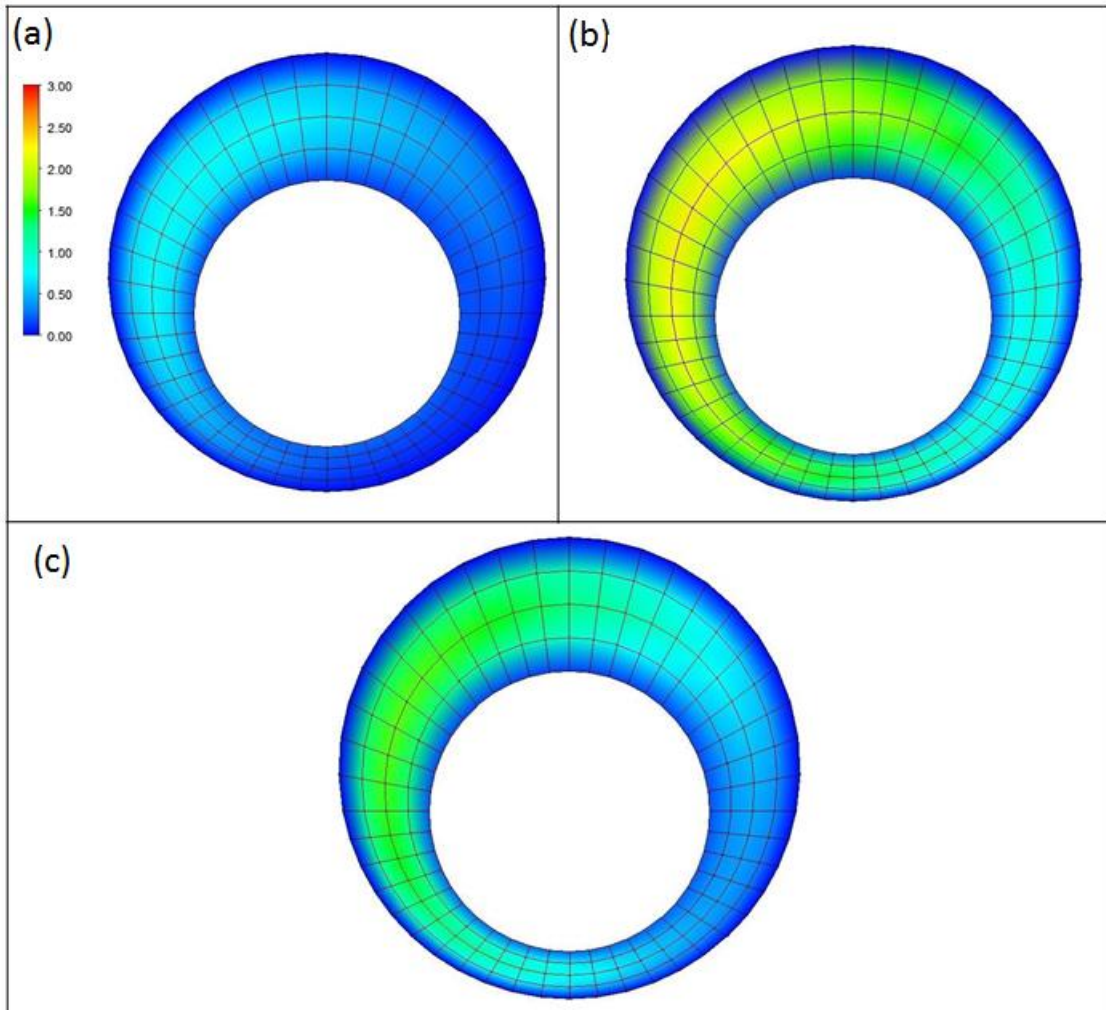


Figura 43 – Contorno de velocidade em escoamento monofásico variando a vazão: (a) simulação 13 ($14,9 \text{ m}^3/\text{h}$); (b) simulação 14 ($53,1 \text{ m}^3/\text{h}$); (c) simulação 15 ($34,1 \text{ m}^3/\text{h}$).

Notadamente é possível observar o efeito da vazão do fluido no contorno de velocidade, onde para a maior vazão maior é a velocidade. Ainda na Figura 48, é possível o efeito da velocidade no lado esquerdo do corte do anular, isso ocorre devido ao sentido de rotação da coluna de perfuração.

Já a Figura 44, apresenta as mesmas condições da Figura 43, porém na presença de sólidos (taxa de penetração = $9,2 \text{ m/h}$). Nestas condições, como observado para o caso monofásico, percebe-se a tendência e a intensidade da esperada influência da vazão sobre a distribuição da velocidade pelo anular. Entretanto, a injeção de sólidos provoca um aumento da velocidade máxima no perfil de escoamento, concentrando a região de maior velocidade na porção superior esquerda do anular. Isso se deve ao fato do acúmulo de sólidos ocorrer na região inferior do anular, causando uma restrição ao fluxo, como também observado na análise dos testes preliminares.

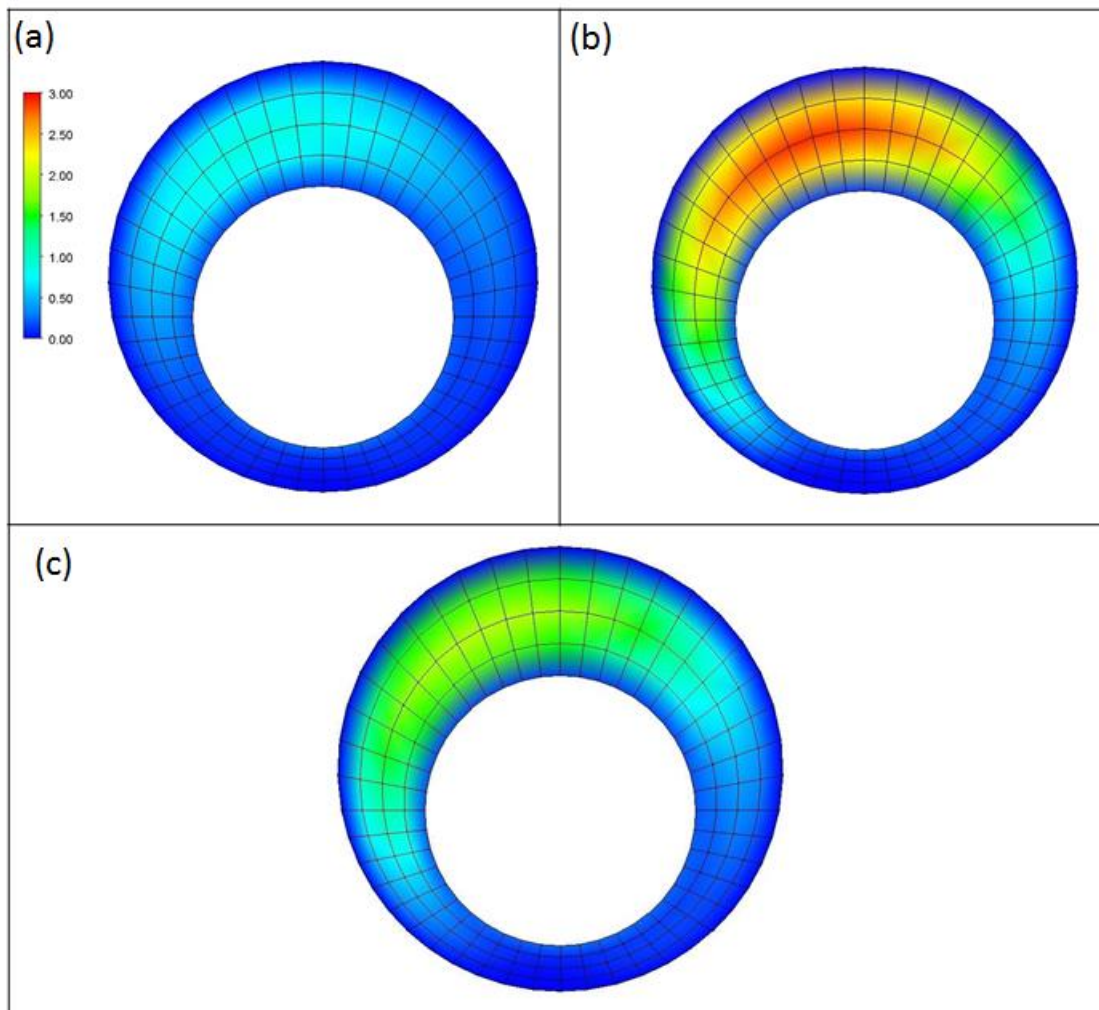


Figura 44 – Contorno de velocidade variando a vazão com injeção de cascalhos: (a) simulação 13 (14,9 m³/h); (b) simulação 14 (53,1 m³/h); (c) simulação 15 (34,1 m³/h).

A Figura 45 apresenta outra condição experimental testada, dada pelas simulações 11 (6,4 rpm), 12 (73,9 rpm) e 15 (40,0 rpm), para a avaliação dos efeitos da rotação sobre os contornos de velocidade; quando permanece a vazão em 34,1 m³/h, sem injeção de sólidos.

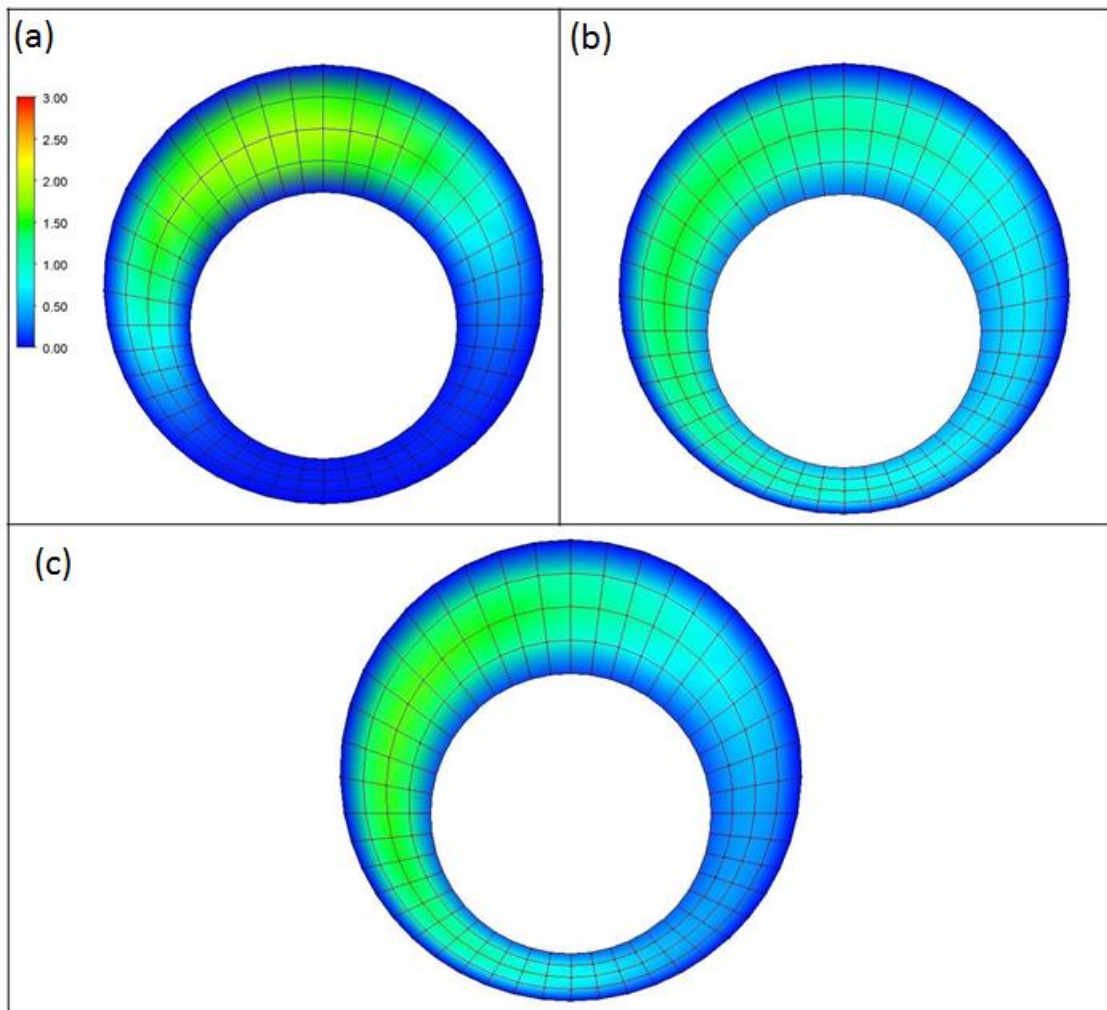


Figura 45 – Contorno de velocidade variando a rotação sem injeção de sólidos: (a) simulação 11 (6,4 rpm); (b) simulação 12 (73,9 rpm); (c) simulação 15 (40,0 rpm).

Neste caso observa-se a alteração dos contornos de velocidade, com um aparente deslocamento da velocidade máxima axial em direção ao lado esquerdo do anular, ocasionado pelo sentido de rotação da coluna, principalmente notado entre os casos extremos 11 e 12.

Entretanto, considerando a injeção de sólidos ($ROP = 9,2 \text{ m/h}$) com as mesmas condições anteriormente apresentadas, há um aumento da velocidade máxima no perfil quando comparado com o caso monofásico. Isso devido ao acúmulo de cascalhos também ocorrer na região inferior do anular, causando uma restrição ao fluxo; mesmo fenômeno aplicado aos casos onde se variou somente a vazão. Porém a variação da velocidade, no caso bifásico dado pela Figura 52, apresentou mesmo comportamento observado para o caso sem injeção de sólidos, ou seja, a rotação causou ligeira alteração no contorno de velocidade.

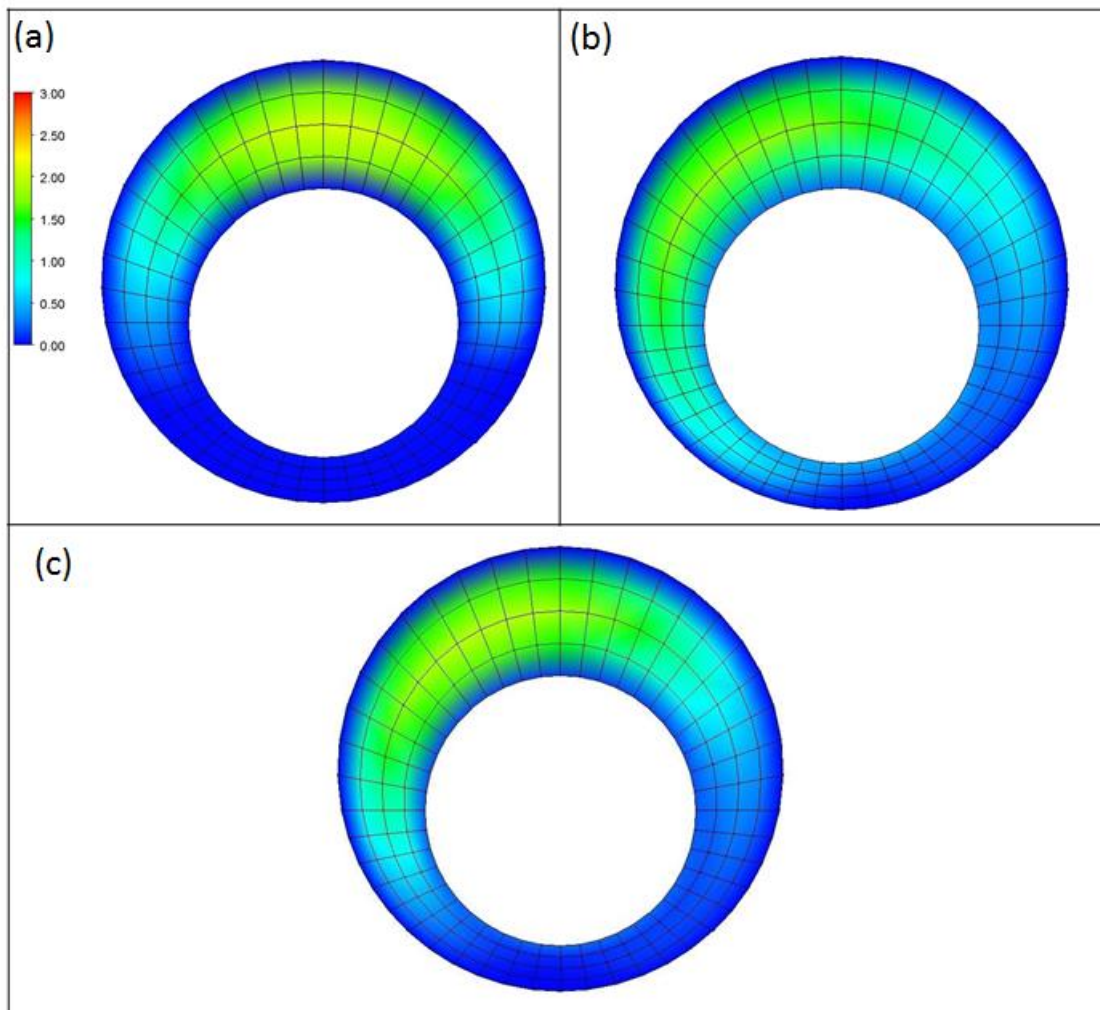


Figura 46 – Contorno de velocidade variando a rotação com injeção de cascalhos: (a) simulação 11 (6,4 rpm); (b) simulação 12 (73,9 rpm); (c) simulação 15 (40,0 rpm).

Com objetivo de avaliar a variação da taxa de penetração no campo de escoamento, a Figura 53 apresenta uma comparação entre as simulações 9 (4,0 m/h) e 10 (14,3 m/h) e 15 (9,2 m/h); mantendo fixos a vazão (34,1 m³/h) e a rotação (40 rpm).

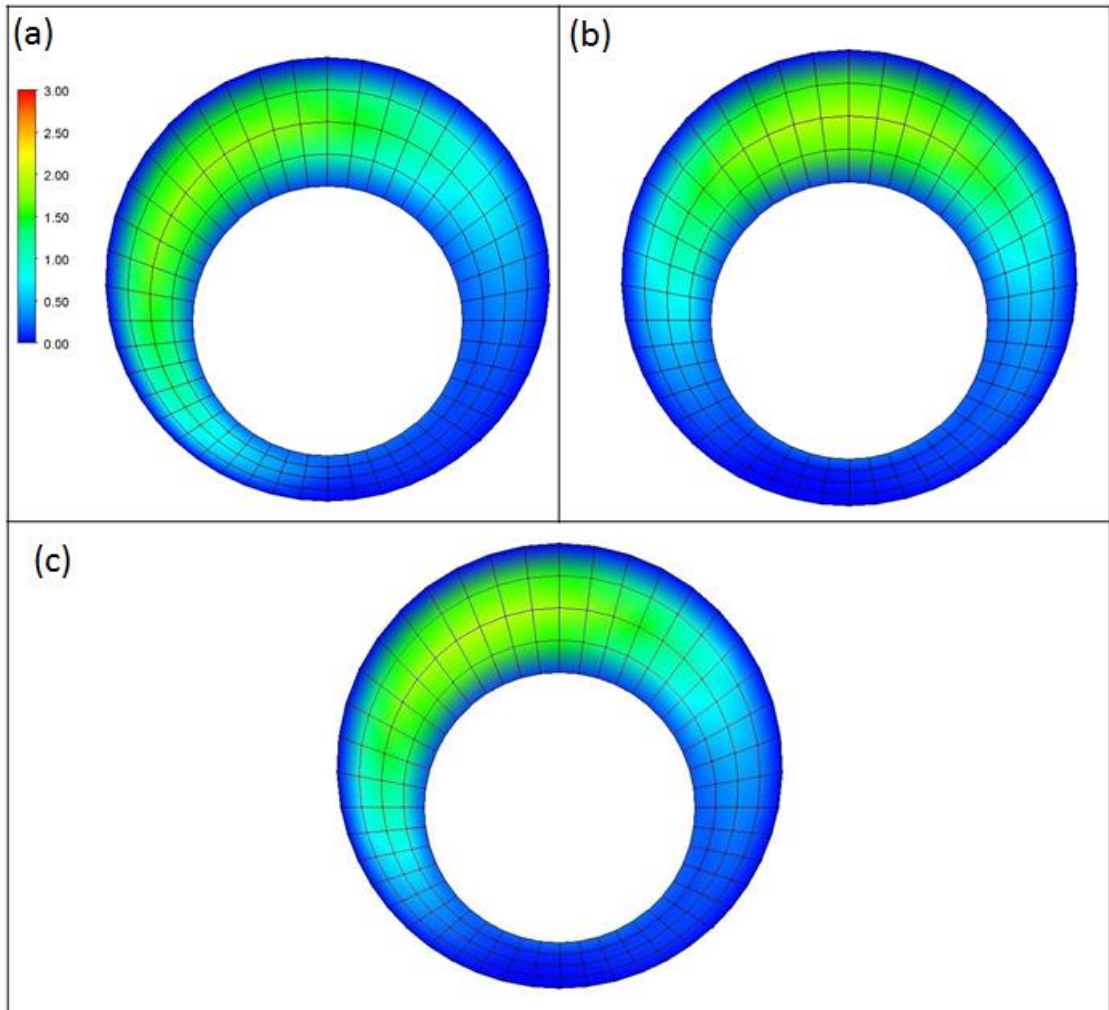


Figura 47 – Contorno de velocidade variando a taxa de penetração: (a) simulação 9 (4,0 m/h); (b) simulação 10 (14,3 m/h); (c) simulação 15 (9,2 m/h).

Para esta análise é possível notar que a taxa de penetração modifica o campo de velocidade. Essa alteração é causada pela diferença na concentração de cascalhos no fundo do anular, o reflexo deste efeito será observado na altura do leito de sólidos; sendo que para a simulação 9: 0,026m, simulação 10: 0,063 m e simulação 15: 0,08 m. Fazendo com que essa maior restrição, para a simulação 15, altere o campo de velocidade para a região superior, onde ocorre a menor resistência ao escoamento. Ou seja, a concentração de cascalhos no anular, à medida que se cria um leito de partículas, altera o perfil de escoamento do fluido de perfuração no poço, como visto para os outros casos estudados, devido a apresentar menor área ao escoamento, conforme também observado por Khan (2008).

4.3.2.3 Determinação dos perfis de velocidade axial e tangencial

Seguindo a mesma proposta apresentada para os testes preliminares, apresenta-se nesta etapa o estudo os perfis de velocidade axial e tangencial, referente à seção a 12,1 m da origem. Propõe-se a escolha das condições já citadas anteriormente no estudo de contorno de velocidade, porém neste caso somente para o escoamento bifásico; sendo que os demais resultados encontram-se no Apêndice.

Inicialmente, pode-se destacar os efeitos da vazão sobre os perfis de velocidade. Os resultados das simulações 13 ($14,9 \text{ m}^3/\text{h}$), 14 ($53,1 \text{ m}^3/\text{h}$) e 15 ($34,1 \text{ m}^3/\text{h}$), mantidas em $9,2 \text{ m/h}$ e 40 rpm , podem ser visualizados na Figura 48. As análises mostradas aqui serão feitas somente para a posição y (Figura 25), dado sua maior importância para análise do escoamento em comparação à posição x .

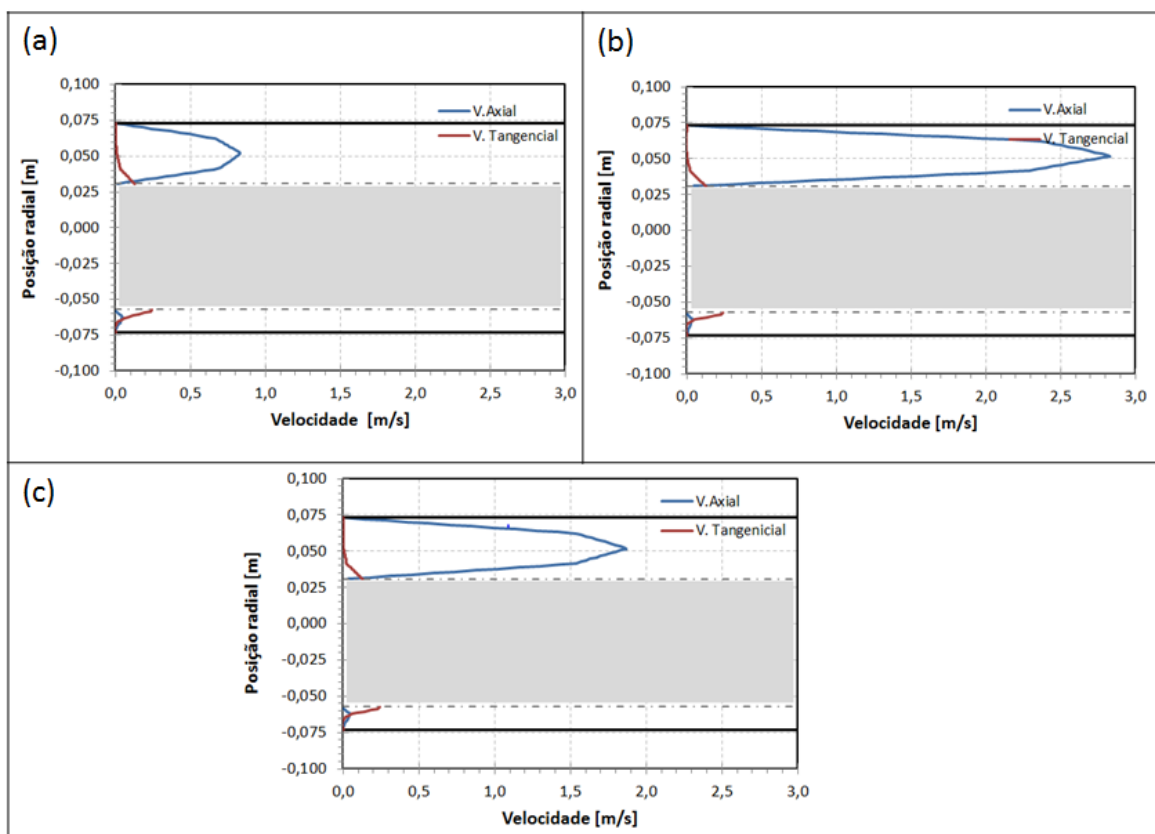


Figura 48 – Perfis de velocidade para a posição y conforme Figura 31 variando a vazão do fluido de perfuração: (a) simulação 13 ($14,9 \text{ m}^3/\text{h}$); (b) simulação 14 ($53,1 \text{ m}^3/\text{h}$); (c) simulação 15 ($34,1 \text{ m}^3/\text{h}$).

Diferentemente da condição do ensaio 13 e 15, a condição 14 apresenta uma superior ordem de grandeza dos valores de velocidade, reforçando as constatações feitas na análise dos contornos de velocidade axial, descritos anteriormente. Contudo, para dos três casos, pode-se ressaltar a contribuição do escoamento

tangencial, principalmente na região mais próxima ao eixo interno, porém sem variação entre eles.

Em relação à influência do movimento de rotação, Figura 49 apresenta os ensaios 11 (6,4 rpm), 12 (74 rpm) e 15 (40 rpm); reiterando que as condições de concentração em 9,2 m/h e a vazão em 34,1 m³/h, permanecem inalteradas.

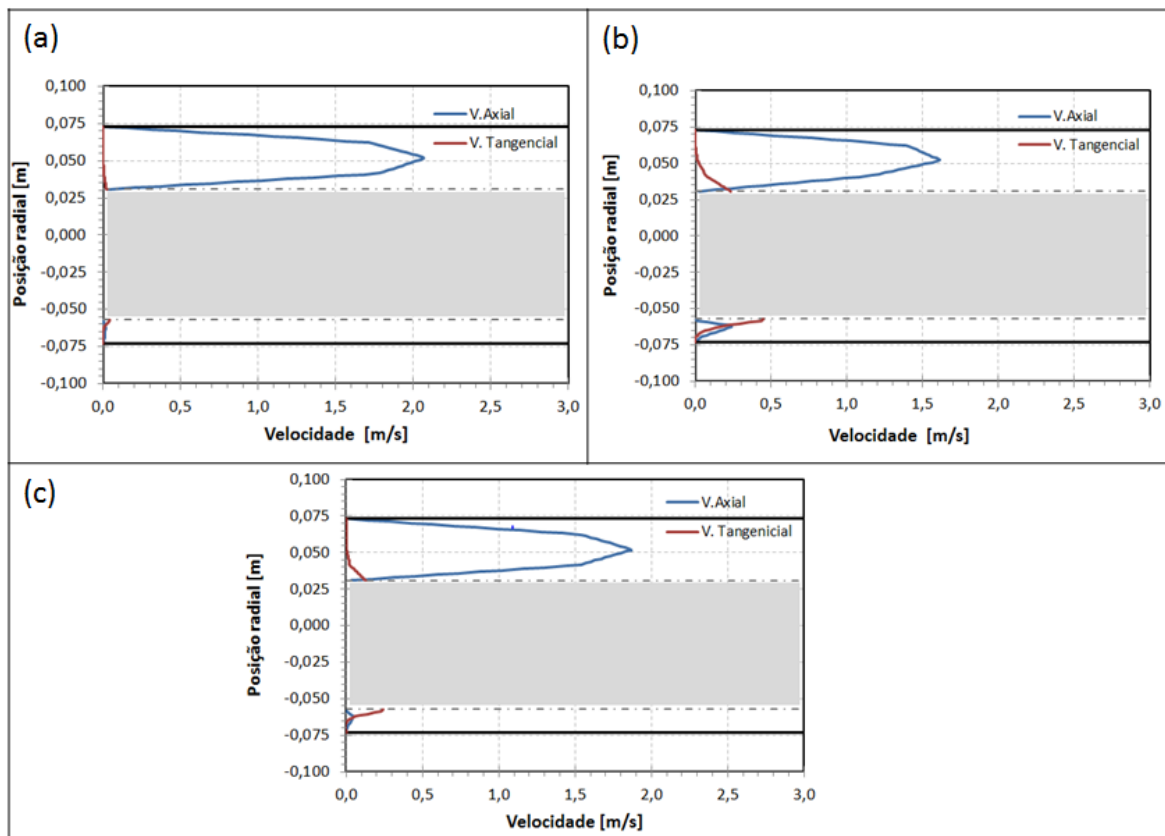


Figura 49 – Perfis de velocidade para a posição y conforme Figura 31 variando a rotação da coluna: (a) simulação 11 (6,4 rpm); (b) simulação 12 (73,9 rpm); (c) simulação 15 (40,0 rpm).

Nesta situação observa-se que a falta do perfil de velocidade tangencial em função da baixa rotação do eixo interno, predominando assim o fluxo axial no anular, para o caso 11. Dado que para as maiores rotações da coluna, como os casos 12 e 15, a velocidade tangencial apresenta maiores valores. Como análise suplementar, é possível notar na parte inferior, que representa a região mais restrita do anular, para a simulação 12, que a velocidade apresenta maiores valores, à medida que para a simulação 11, a velocidade axial é quase nula. Isso se dá ao fato de que, a rotação maior, experimento 12, reduz a concentração de cascalhos na parte inferior do anular (ou altura do leito de sólidos), fazendo com que a área restrita ao fluxo seja menor. A simulação 12 possui altura do leito de cascalho de 0,029 m, enquanto para a simulação 11, a altura é de 0,060 m.

A Figura 50 destaca a comparação dos experimentos, 9 (4,0 m/h), 10 (14,3 m/h) e 15 (9,2 m/h), mantendo fixos a vazão (34,1 m³/h) e a rotação (40 rpm).

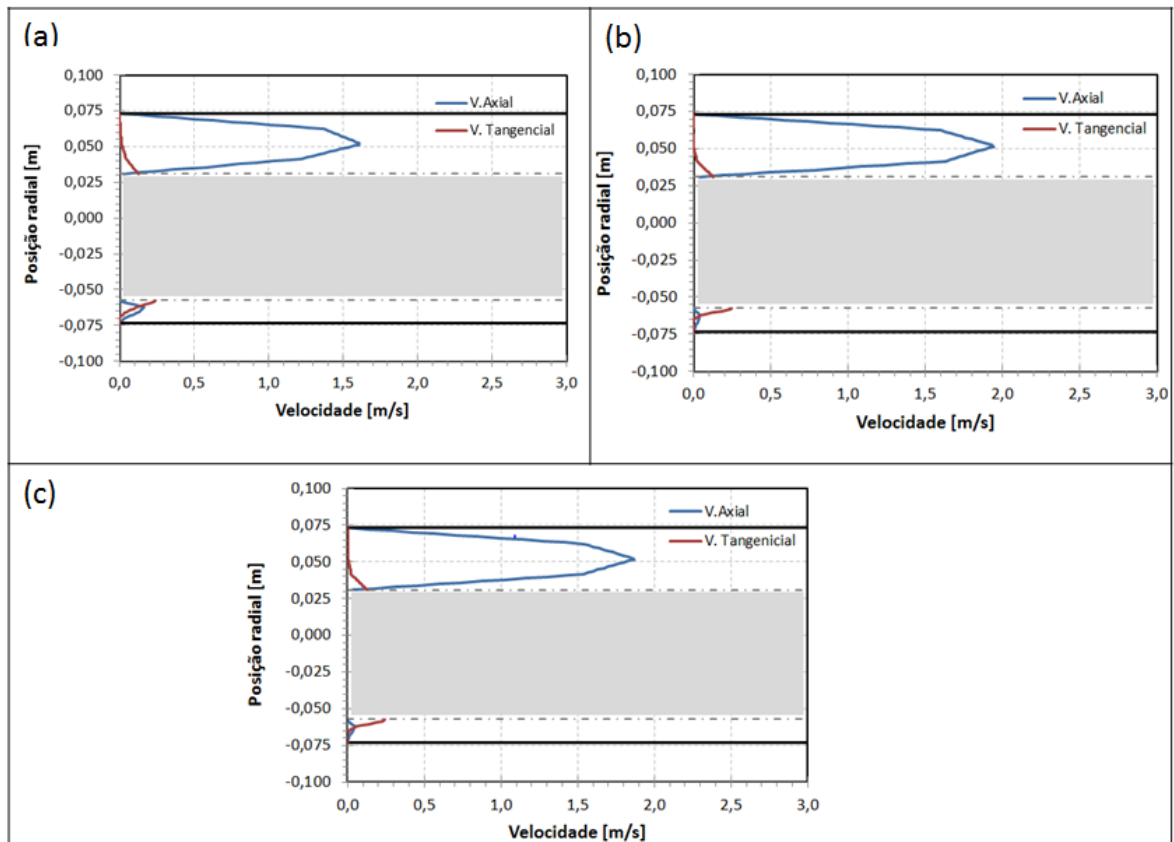


Figura 50 – Perfis de velocidade para a posição y conforme Figura 31 variando a taxa de penetração: (a) simulação 9 (4,0 m/h); (b) simulação 10 (14,3 m/h); (c) simulação 15 (9,2 m/h).

Fazendo a análise para a variação na taxa de penetração, a alteração nos perfis de velocidade é muito baixa. Conforme, também, pode-se notar nos contornos de velocidade.

4.3.3 Estudo paramétrico das variáveis operacionais de limpeza de poço

4.3.3.1 Efeito da vazão

❖ Concentração de cascalhos

O observou-se que a concentração de cascalhos é reduzida com o aumento da vazão do fluido de perfuração. A comparação entre os experimentos, 13 (14,9 m³/h), 14 (53,1 m³/h) e 15 (34,1 m³/h) revela que um incremento na vazão de 19 m³/h entre os casos resulta em uma redução máxima de 0,33 p.p. na concentração de cascalhos, mantendo constantes as outras variáveis operacionais, taxa de penetração e rotação da coluna de perfuração, ou seja, dentro da faixa do

escoamento laminar, a concentração não é significativamente afetada pelo aumento da vazão, dada o comportamento não-Newtoniano do fluido testado. Esta variável foi a que apresentou uma menor sensibilidade em relação a concentração de cascalhos, podendo ser visto também, por exemplo, na comparação do conjunto de corridas 1 - 2 e 3 - 4 da Tabela 12. A concentração final na anular entre as seções 8,8 m e 15,4 m, para os casos 13, 14 e 15 foi de 4,62%, 4,29% e 4,57%, respectivamente.

Através dos resultados e, também, da Figura 51 é possível constatar que a relação entre a vazão do fluido e a concentração final de cascalhos não apresenta relação linear.

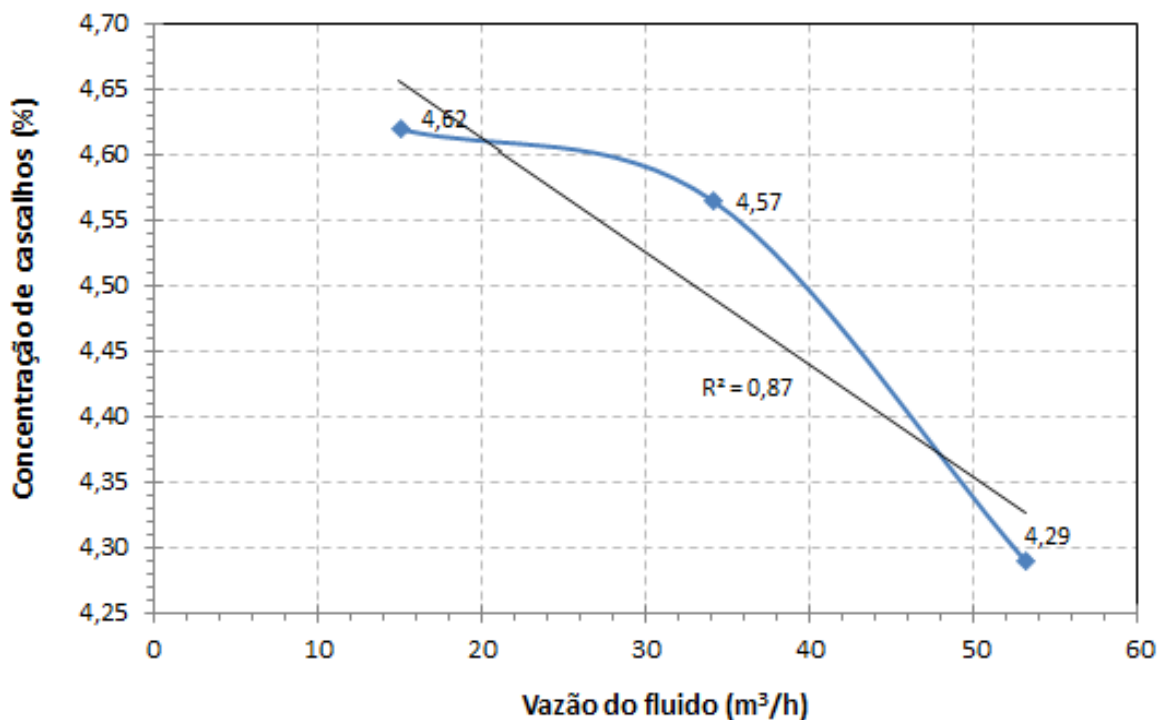


Figura 51 – Comportamento da vazão do fluido e a concentração de cascalhos no anular, mantidas rotação e taxa de penetração constantes.

Através da Figura 52 é possível observar a pequena diferença entre as concentrações de cascalhos, avaliados na seção transversal do anular a 12,1 m da origem, variando a vazão no anular.

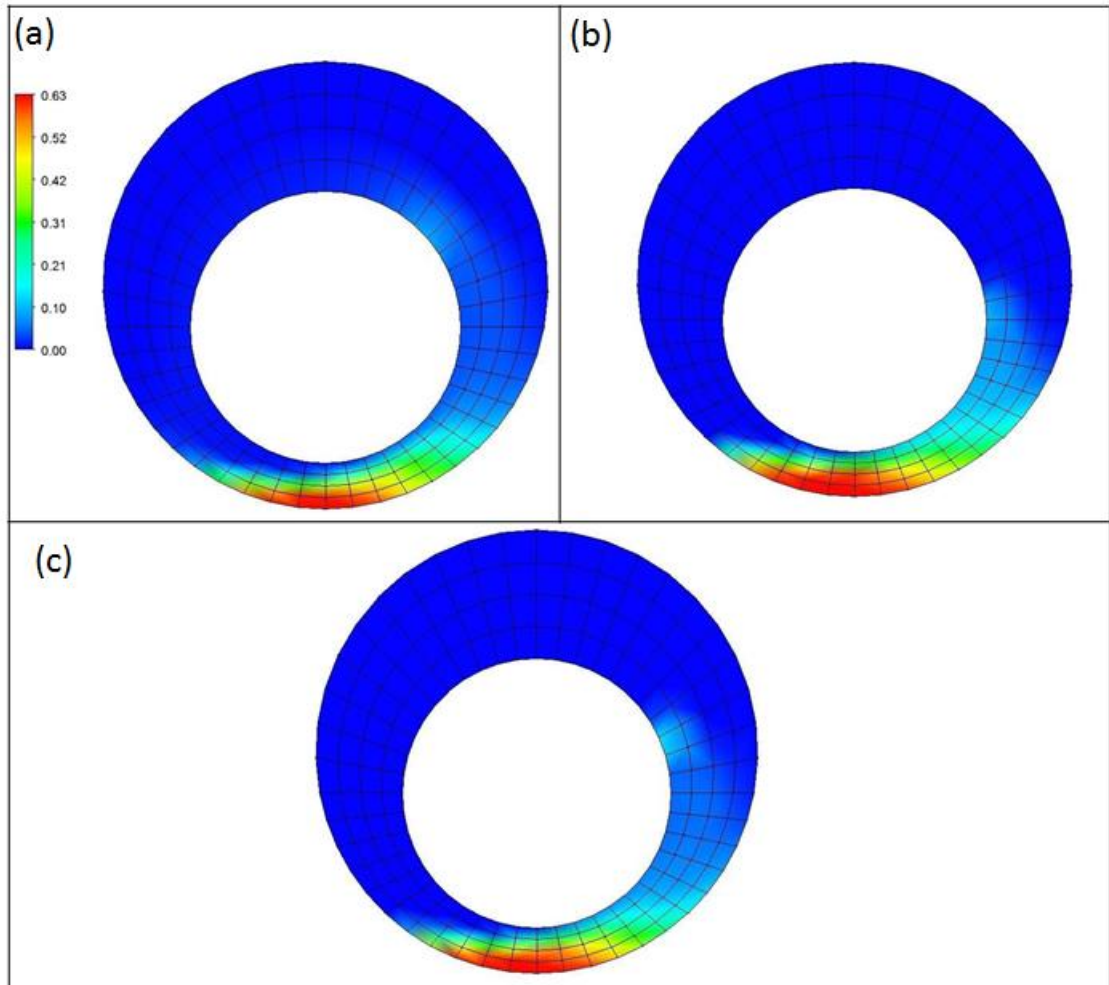


Figura 52 – Concentração de cascalhos no anular variando a vazão: (a) simulação 13 ($14,9 \text{ m}^3/\text{h}$); (b) simulação 14 ($53,1 \text{ m}^3/\text{h}$); (c) simulação 15 ($34,1 \text{ m}^3/\text{h}$).

Esses resultados corroboram com o experimento de Yu *et al.* (2007), onde para condições de coluna em rotação, a vazão tem pouca influência na concentração final de sólidos dentro no anular.

❖ Queda de pressão

Seguindo um raciocínio análogo, constata-se pela comparação entre os pontos 13, 14 e 15 do planejamento, o efeito da vazão de escoamento na queda de pressão. A comparação entre as corridas 13, 14 e 15 revela que um incremento na vazão de $19 \text{ m}^3/\text{h}$ entre as corridas repercutiu na elevação máxima de perda de carga em 30 %; com as demais condições operacionais mantidas nos níveis centrais. A 53 apresenta a relação em entre a vazão do fluido e a queda de pressão medida entre as regiões 8,8 e 15,4 m.

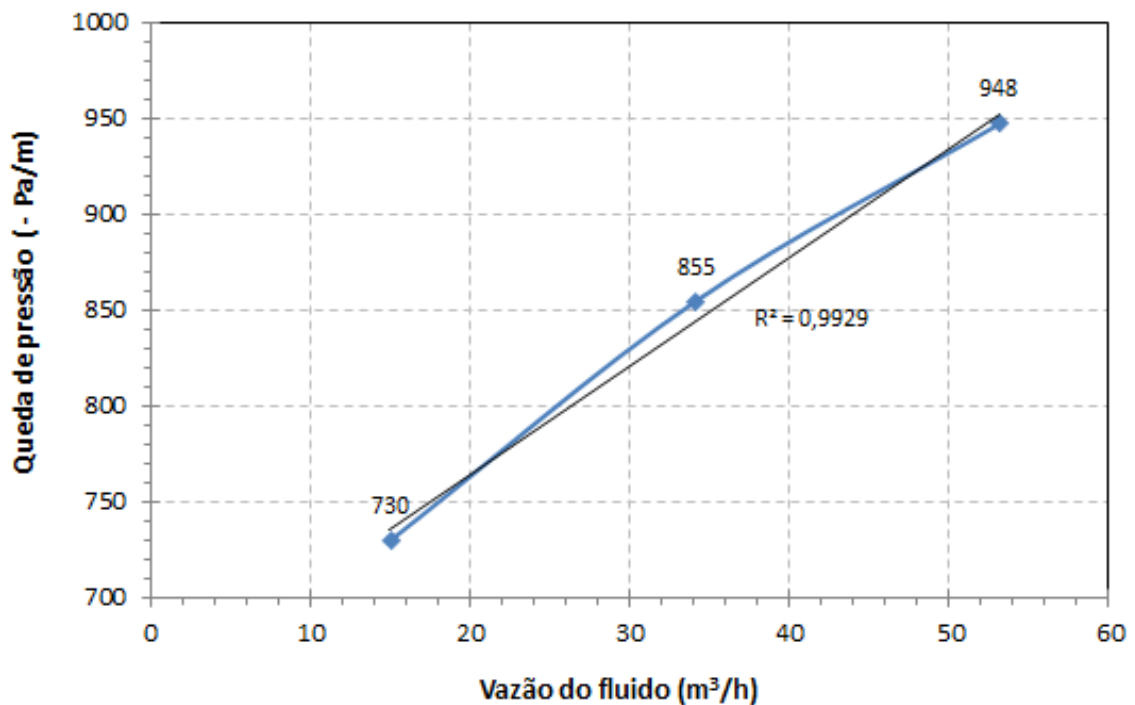


Figura 53 – Comportamento da vazão do fluido e a perda de carga, mantidas rotação e taxa de penetração constantes.

É possível ressaltar o comportamento linear e diretamente proporcional entre a queda de pressão e a vazão do fluido, conforme também observado em um estudo experimental feito por Khan (2008).

4.3.3.2 Efeito da taxa de penetração

❖ Concentração de cascalhos

Constata-se pela comparação entre os experimentos do planejamento, o efeito importante da taxa de penetração (ROP) na concentração de cascalhos. A comparação entre as corridas 9 (4,0 m/h), 10 (14,3 m/h) e 15 (9,2 m/h) revela que um incremento na taxa de penetração em 5,1 m/h entre os experimentos repercutiu na elevação máxima da concentração de cascalhos dentro anular em 4 p.p.; mantendo constante as outras variáveis operacionais, vazão e rotação da coluna de perfuração. Esse comportamento é esperado, dado a relação do ROP com a geração/produção de cascalhos pela broca de perfuração. A Figura 54 mostra os contornos de concentração de cascalhos no anular.

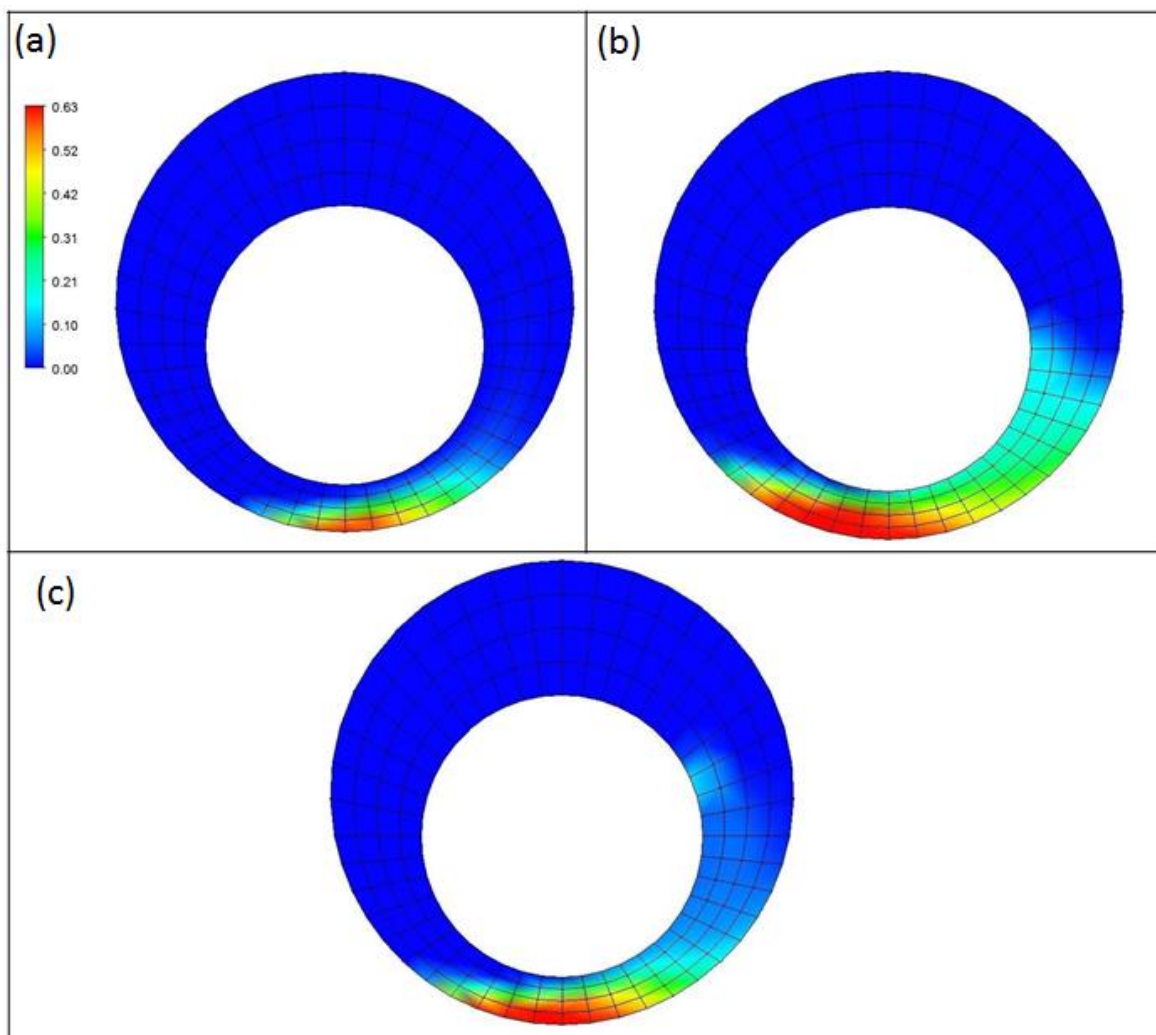


Figura 54 – Concentração de cascalhos no anular variando a taxa de penetração: (a) simulação 9 (4,0 m/h); (b) simulação 10 (14,3 m/h); (c) simulação 15 (9,2 m/h).

Através dos resultados e, também, da Figura 55 é possível observar a relação entre a taxa de penetração e a concentração final de cascalhos, onde essa relação apresenta um comportamento linear bem definido.

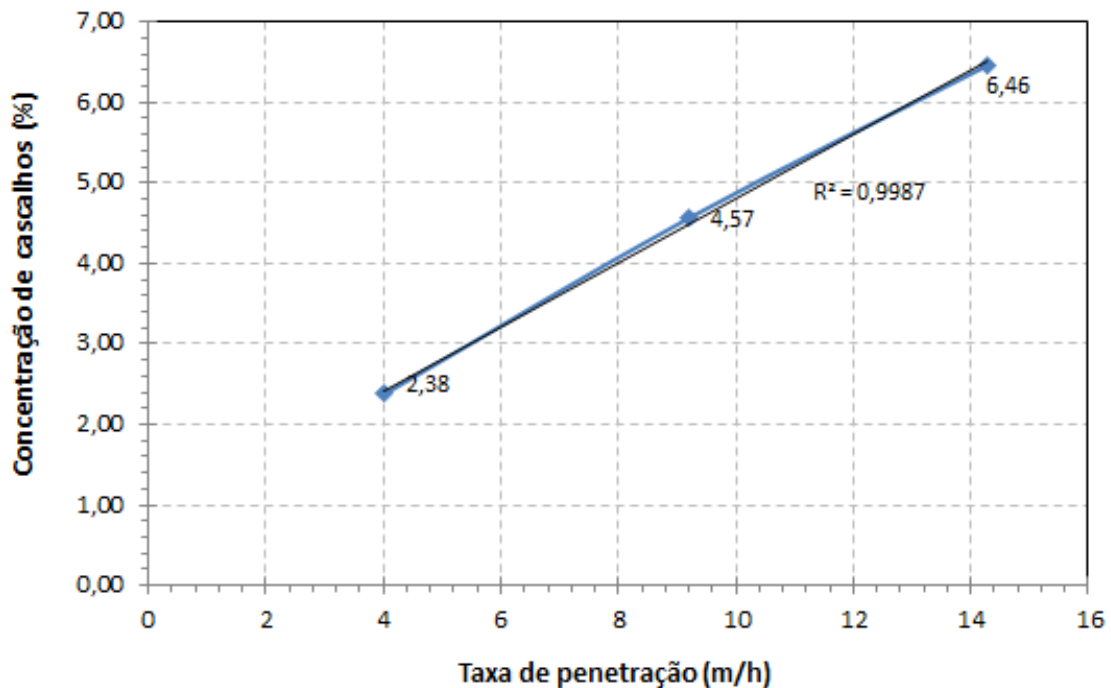


Figura 55 – Comportamento da taxa de penetração e a concentração de cascalhos; mantidas vazão e rotação constantes.

Esse mesmo comportamento, da relação entre o aumento da concentração de cascalhos dado o aumento na taxa de penetração (ROP) está em concordância com a literatura (LI *et al.*, 1999).

❖ Queda de pressão

A queda de pressão é reduzida à medida que existe um incremento na taxa de penetração (ROP). É possível observar nos casos avaliados 9, 10 e 15, um aumento de ROP de 5,1 m/h entre os experimentos ocasiona uma queda de pressão máxima de 8,5%; com as demais condições operacionais mantidas nos níveis centrais. Esta variável foi a que apresentou uma menor sensibilidade em relação a queda de pressão. A Figura 56 apresenta a relação entre a queda de pressão e a taxa de penetração.

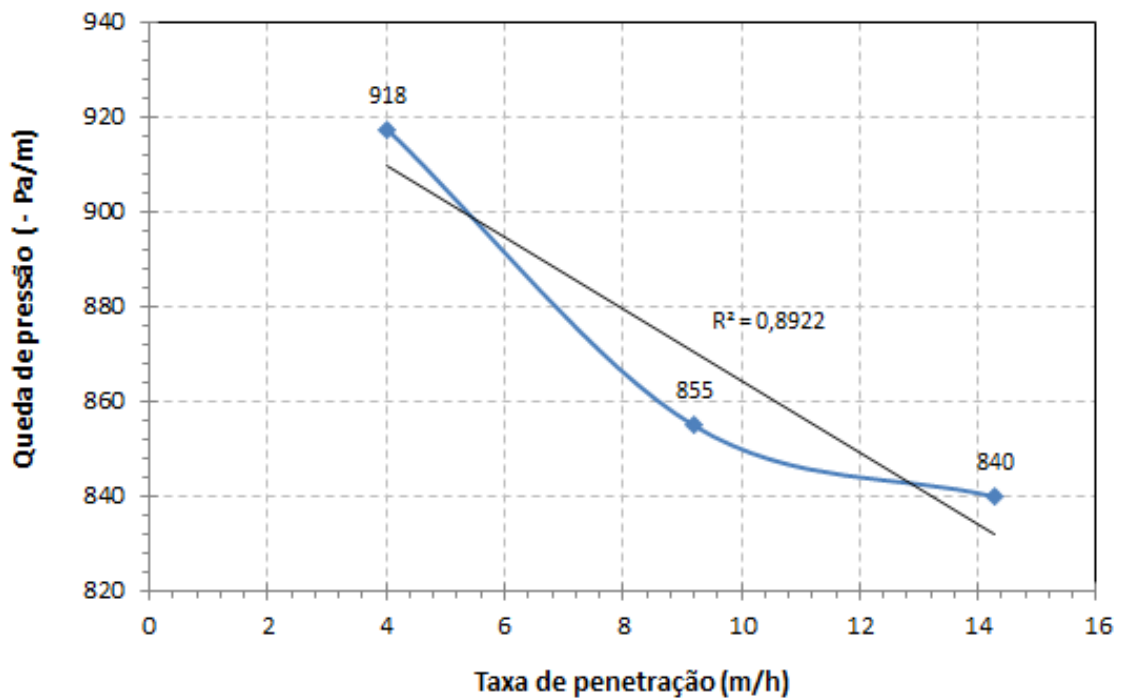


Figura 56 – Comportamento da taxa de penetração e a queda de pressão; mantidas vazão e rotação constantes.

A Figura 56 está em concordância com o observado pela análise do efeito da vazão, dado que o aumento da taxa de penetração e, conseqüentemente, a da concentração de cascalhos, mantendo vazão e rotação constantes, reduz área ao escoamento, aumentando a queda de pressão (KHAN, 2008).

4.3.3.3 Efeito da rotação da coluna de perfuração

❖ Concentração de cascalhos

Os efeitos da rotação da coluna de perfuração mostram forte influência na concentração de cascalhos dentro anular. Tomando como exemplo a comparação as corridas 11 (6,3 rpm), 12 (73,6 rpm) e 15 (40 rpm), verifica-se uma redução 33 rpm entres os casos, causando um incremento máximo na concentração de cascalhos de 11 p.p., permanecendo inalteradas (nos níveis centrais) as demais condições de vazão e taxa de penetração. A Figura 57 claramente exhibe a diferença entre os experimentos, reforçando o efeito da rotação da coluna de perfuração na limpeza do poço.

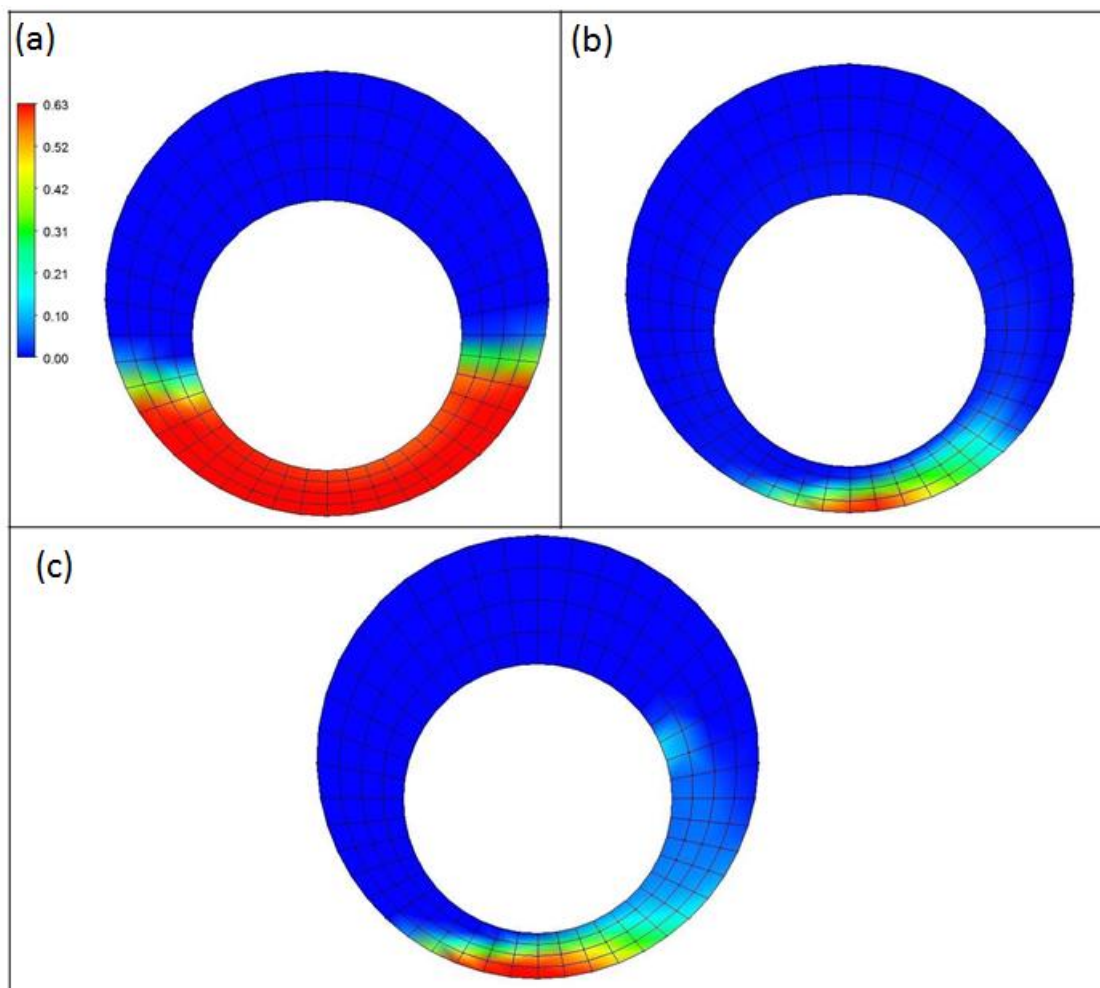


Figura 57 – Concentração de cascalhos no anular variando a rotação da coluna de perfuração: (a) simulação 11 (6,4 rpm); (b) simulação 12 (73,9 rpm); (c) simulação 15 (40,0 rpm).

Esses resultados corroboram com diversos trabalhos disponíveis na literatura, dentre eles Peden, Ford e Oyenevin (1999), Sanchez *et al.* (1999), Ozbayoglu *et al.* (2008) e Sorgun (2010).

Pela análise dos resultados da Figura 58 é possível notar a relação não linear entre a rotação da coluna de perfuração e a concentração final de cascalhos no anular.

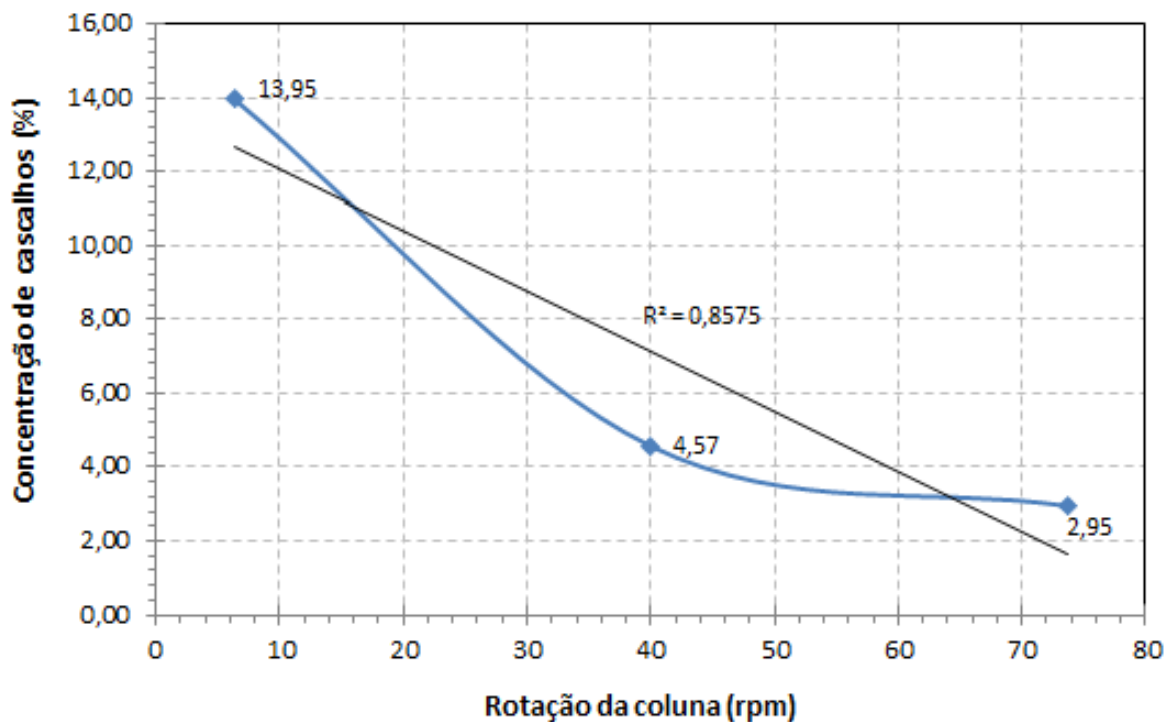


Figura 58 – Comportamento da rotação da coluna e a concentração de cascalhos, mantidas vazão e taxa de penetração constantes.

A situação apresentada pela Figura 57(a) exibe uma condição de alta ineficiência da limpeza do poço, o que poderia comprometer a operação de perfuração, com o travamento da coluna, por exemplo.

Em algumas aplicações, onde as formações rochosas são extremamente rígidas ou onde se quer altas taxas de penetração, um equipamento conhecido como motor de fundo pode ser utilizado. Esse sistema, também chamado de PDM (*Positive Displacement Motor*), é uma unidade motora hidráulica de deslocamento positivo, que trabalha como uma bomba de cavidade progressiva. Este sistema utiliza a conversão de energia hidráulica, dada pela vazão do fluxo do fluido de perfuração, em energia motora rotativa. A utilização de motores de fundo permite a rotação da broca no fundo do poço com ou nenhuma rotação da coluna de perfuração. Como o sistema é movido pelo fluido de perfuração, a rotação da broca é independente da rotação da coluna. Nesses casos, onde não existe rotação da coluna de perfuração ou sua rotação é baixa, as características do fluido, principalmente sua vazão, exibe uma importância fundamental na operação de limpeza do poço. Entretanto, essas condições de inexistência de rotação ou rotação baixa devem ser evitadas, visto o exposto pelas análises do comportamento da rotação da coluna com a concentração de cascalhos.

❖ Queda de pressão

O aumento no nível da rotação do eixo interno promove um aumento nas perdas hidrodinâmicas do escoamento anular, como observado pela Figura 59. Frente ao incremento 33 rpm entre as simulações 11 (6,3 rpm), 12 (73,6 rpm) e 15 (40 rpm), a queda de pressão sofre um aumento máximo de 14%, considerando ainda constantes as demais variáveis.

Isso ocorre devido a rotação da coluna provocar um aumento na magnitude da velocidade no anular, fazendo com que a queda de pressão aumente.

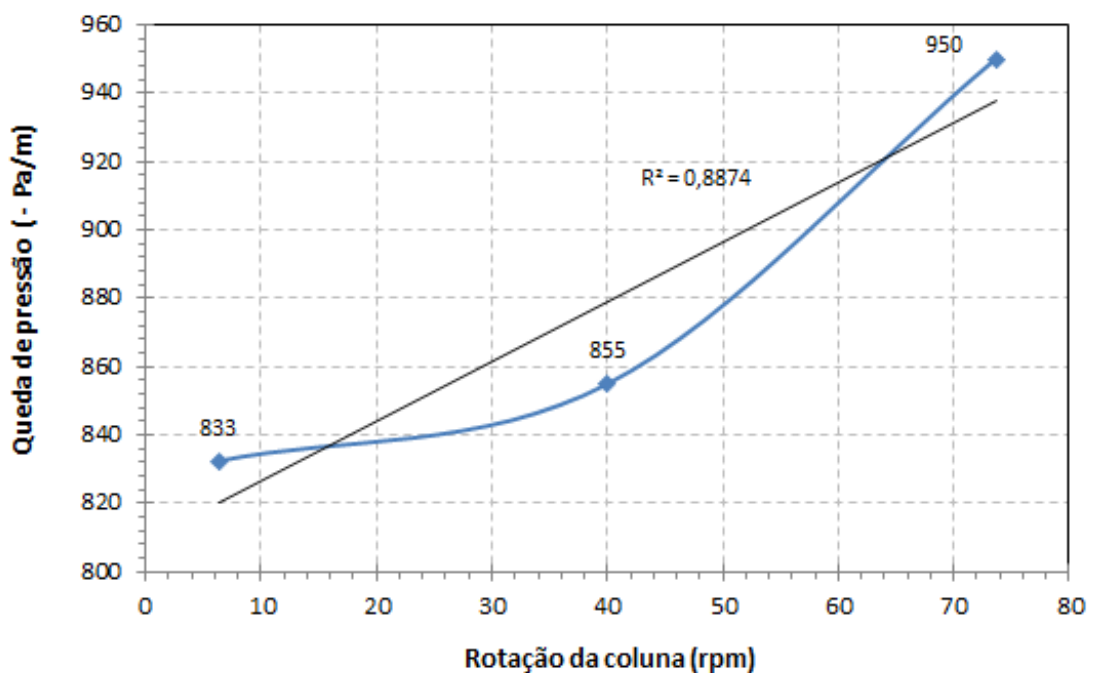


Figura 59 – Comportamento da rotação da coluna e a perda de carga, mantidas vazão e taxa de penetração constantes.

Além das variáveis avaliadas nesse estudo, e com base nos trabalhos pesquisados, um fator que apresenta grande influência na perda de carga e, também, na concentração de cascalhos no anular é o efeito da geometria do sistema, contemplado excentricidade e inclinação. Dado o conhecimento de trabalhos científicos, a excentricidade é um fator que traz perturbação ao processo de perfuração, onde quanto maior a excentricidade maior será a perda de carga e o acúmulo de sólidos no anular, a utilização de técnicas alternativas para minimizar este impacto têm sido estudadas, como o uso de dispositivos de diversas configurações para perfuração de poços horizontais para centralização da coluna de

perfuração, ou ainda para provocar uma inversão na excentricidade da coluna. A Figura 60 exemplifica esses tipos de dispositivos.

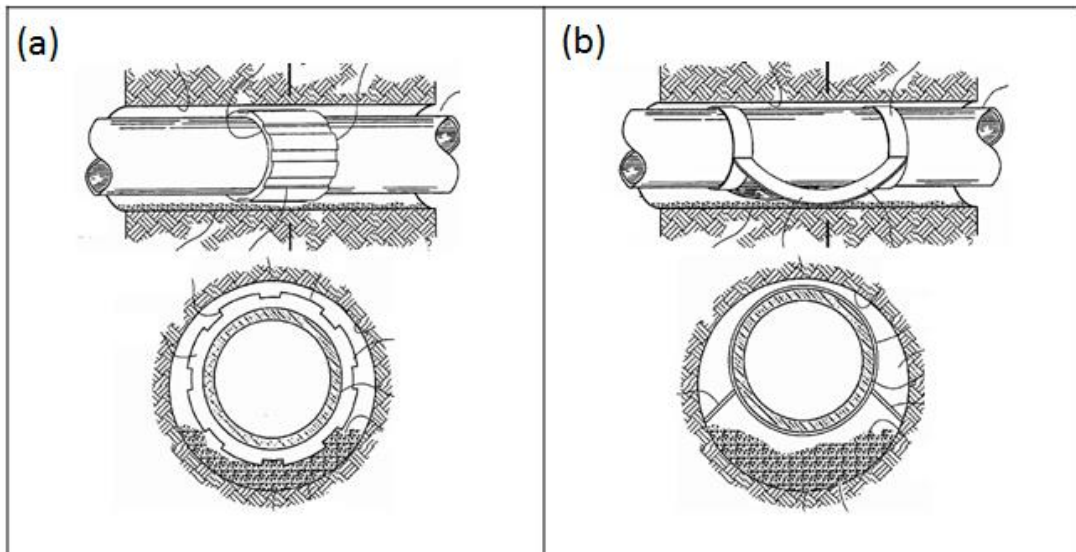


Figura 60 – Dispositivos para perfuração horizontal: (a) tipo de centralizador de coluna; (b) tipo de aparato para causar excentricidade invertida (TERRY *et al.*,2005).

Em um caráter complementar, foi escolhido, aleatoriamente, o caso 11 em particular (taxa de penetração de 9,2 m/h, rotação de 6,36 rpm e vazão de 34,1 m³/h), pelo fato de ser o caso do planejamento de experimento com maior concentração de sólidos no anular para mostrar o efeito do impacto da geometria na concentração de cascalhos. A Figura 61 apresenta a análise complementa comparando o efeito da geométrica sobre o carreamento de sólidos.

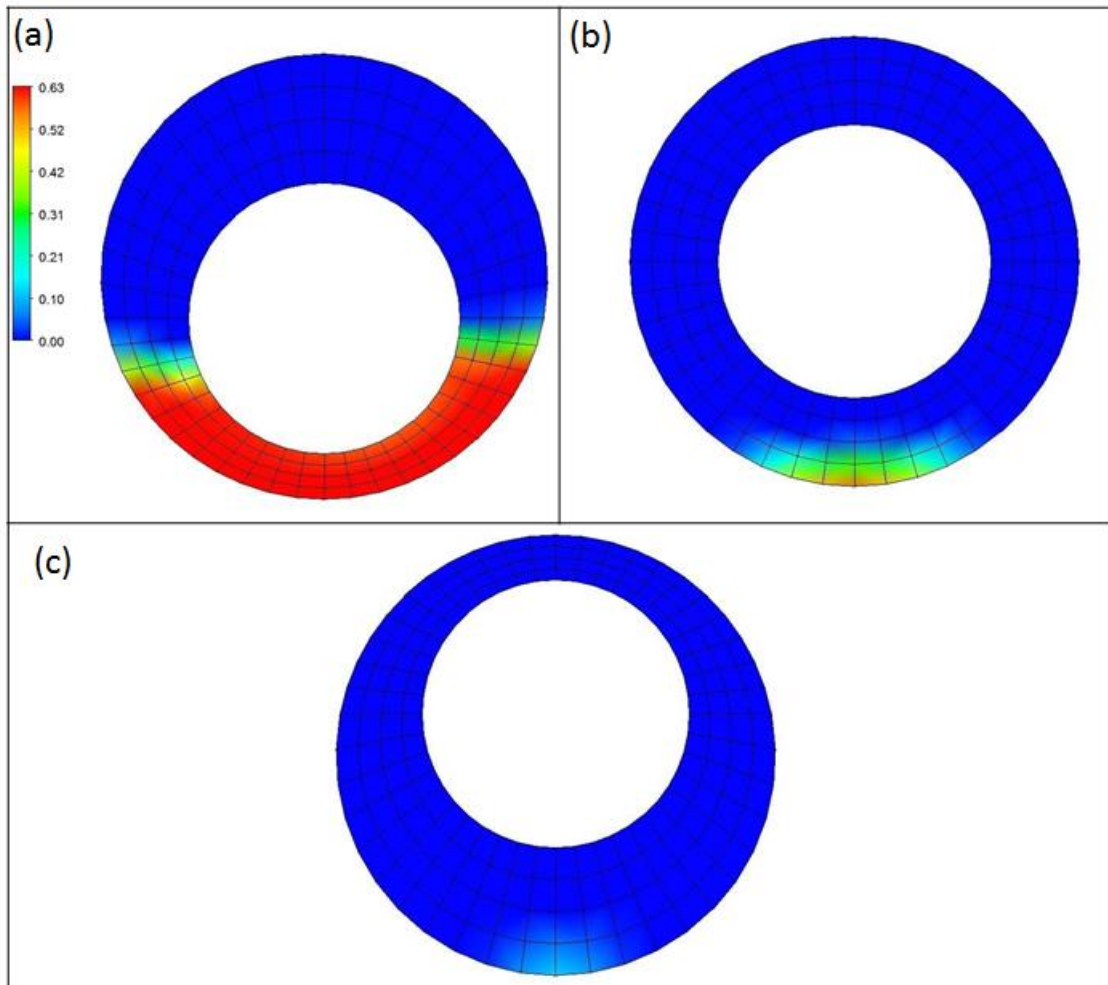


Figura 61 – Concentração de cascalhos no anular variando a geometria com base nas condições da simulação 11: (a) excêntrico; (b) concêntrico; (c) excêntrico invertido.

Destaca-se que a mudança é puramente geométrica, as variáveis operacionais de taxa de penetração, vazão e rotação são as mesmas para as três condições. É possível constatar geometria tem influencia significativa na concentração de cascalhos, sendo para o caso excêntrico invertido a melhor condição para a limpeza do poço ($C_c = 0,4\%$) dado a maior área transversal ao escoamento do fluido de perfuração na parte inferior do anular, onde os cascalhos tender a se acumular. O caso concêntrico se vale do mesmo raciocínio, apresentando uma concentração de cascalhos de $1,8\%$, apesar de maior que o caso do excêntrico invertido, ainda assim é muito menor do que a condição testada na simulação 11 (excêntrico convencional) que registrou acúmulo de sólidos no anular de $13,95\%$.

4.3.3.4 Análise da superfície de resposta

A abordagem estatística para o tratamento dos dados dos planejamentos de experimentos permite uma visão mais abrangente, quantificando não só os efeitos isolados de cada variável, mas também suas interações.

Pela regressão múltipla, pôde-se estimar os parâmetros das variáveis codificadas: X_1 (taxa de penetração), X_2 (rotação) e X_3 (vazão); e os valores de t de *Student* obtidos da análise de variância da regressão para cada parâmetro.

A Tabela 13 apresenta todos os parâmetros e os níveis de significância de cada variável codificada, ajustados com um coeficiente quadrático de correlação de 0,98114 para a concentração de cascalhos.

Tabela 13 – Parâmetros da regressão múltipla para a concentração de cascalhos

Variável	Parâmetro de Ajuste	Desvio padrão	Significância (p)
Constante	2,230922	0,552863	0,0%
X_1	1,729281	0,424326	0,0%
$X_1.X_1$	-0,004993	0,515280	86,3%
X_2	-0,245942	0,424350	0,0%
$X_2.X_2$	0,003422	0,515214	0,2%
X_3	0,014637	0,424349	16,6%
$X_3.X_3$	-0,000342	0,515222	87,0%
$X_1.X_2$	-0,022189	0,554386	0,3%
$X_1.X_3$	-0,006262	0,554383	46,4%
$X_2.X_3$	0,000912	0,554414	48,3%

Entretanto, com os valores de t de *Student* foram realizados testes de hipóteses, sendo que as variáveis cujos parâmetros relacionados possuem nível de significância superior a 5 % são consideradas não relevantes e eliminadas da equação empírica. A significância do modelo foi avaliada utilizando o quadrado do coeficiente de correlação múltipla e confirmada pela realização de um teste de hipótese com a distribuição 'F', bem como pela análise de resíduos. Com a eliminação dos parâmetros não significativos e suas respectivas variáveis (em vermelho na Tabela 13), foram encontrados os novos parâmetros ajustados com um coeficiente quadrático de correlação de 0,96944, dados pela Tabela 14.

Tabela 14 – Parâmetros da regressão múltipla para a concentração de cascalhos com parâmetros insignificativos eliminados

Variável	Parâmetro de Ajuste	Desvio padrão	Significância (p)
Constante	2,756651	0,256945	0,0%
X ₁	1,424619	0,398879	0,0%
X ₂	-0,220209	0,398910	0,0%
X ₂ .X ₂	0,003489	0,419585	0,0%
X ₁ .X ₂	-0,022188	0,521152	0,0%

A Equação preditiva 87 para a concentração de cascalhos permite avaliar os efeitos de cada variável na resposta estudada, determinando assim a intensidade dessa influência.

$$C_c (\%) = 2,75665 + 1,42462 X_1 - 0,220209 X_2 + 0,0034891 X_2^2 - 0,0221884 X_1 X_2 \quad (87)$$

Pela análise dos parâmetros, pôde-se observar que a rotação da coluna (X₂) apresentou maior significância, seguida taxa de penetração (X₁) e como visto nas análises anteriores (Figura 58) a vazão apresenta insignificante impacto na concentração final de cascalhos, fazendo com que não fosse considerado na Equação 87. Destaca-se ainda o sinal dos parâmetros; quando positivos apontam o caráter de proporcionalidade, isto é, incrementos na variável resultam no aumento na resposta (concentração de cascalhos). Logicamente, o sinal negativo para o parâmetro está associado ao comportamento inversamente proporcional.

As Figuras 62, 63 e 64 reportam a interpretação visual dos resultados de superfície de resposta do planejamento dado pela Tabela 12, apresentando os efeitos não só de suas variáveis, mas também suas interações.

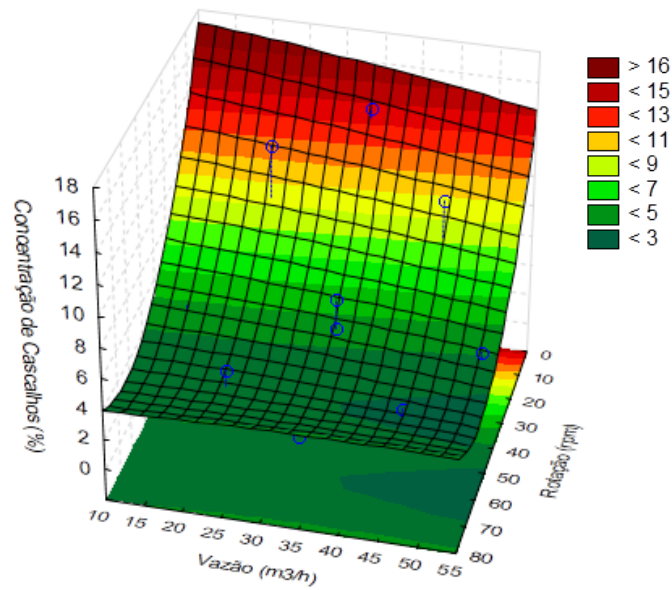


Figura 62 – Superfície de resposta para vazão e rotação em $X_1=0,00$

Pode-se observar a marcante influência da rotação da coluna em todos os níveis de vazão, mostrando um comportamento contínuo para toda a superfície de resposta. Outro ponto de destaque é a elevada sensibilidade da concentração de cascalhos para incrementos na rotação.

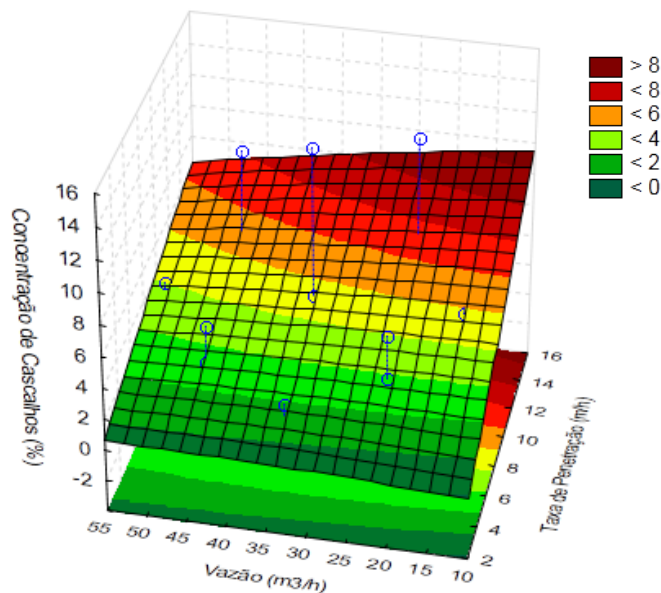


Figura 63 – Superfície de resposta para vazão e taxa de penetração em $X_2=0,00$

De forma análoga, constata-se os efeitos da taxa de penetração para todos os níveis de vazão, na qual seu incremento acarreta no aumento na resposta na concentração de cascalhos ao longo da contínua superfície de resposta.

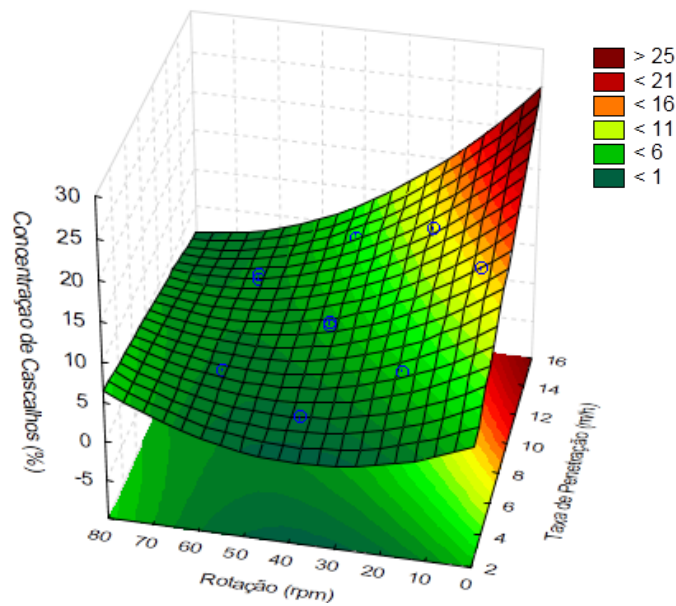


Figura 64 – Superfície de resposta para rotação e taxa de penetração em $X_3=0,00$

Analisando a superfície de resposta para os efeitos da rotação e taxa de penetração, percebe-se que a rotação exerce um papel dominante sobre os efeitos na concentração de cascalhos, visto que mesmo para maiores taxas de penetração a rotação proporciona uma redução na concentração de cascalhos e que, a partir de números máximos de rotação, para uma mesma taxa de penetração, a concentração de cascalhos reduz em menor proporção.

No trabalho de Yu *et al.* (2007) foram considerados somente dois níveis para as variáveis (rotação e taxa de penetração), isso traz somente a avaliação de um comportamento linear, porém as informações apresentadas mostram que o comportamento é não linear.

Da mesma maneira, agora para a queda de pressão, a Tabela 15 apresenta todos os parâmetros e os níveis de significância de cada variável codificada, ajustados com um coeficiente quadrático de correlação de 0,89476.

Tabela 15 – Parâmetros da regressão múltipla para queda de pressão

Variável	Parâmetro de Ajuste	Desvio padrão	Significância (p)
Constante	834,607970	35,005712	0,0%
X_1	-34,338249	26,867162	93,4%
$X_1 \cdot X_1$	1,639245	32,626114	38,6%
X_2	-0,312592	26,868640	4,1%
$X_2 \cdot X_2$	0,049153	32,621912	27,3%
X_3	0,985074	26,868567	0,1%
$X_3 \cdot X_3$	0,010250	32,622385	93,8%
$X_1 \cdot X_2$	-0,312441	35,102135	31,9%
$X_1 \cdot X_3$	0,505593	35,101994	35,7%
$X_2 \cdot X_3$	0,028914	35,103948	72,1%

Como identificado para a concentração de cascalhos, os parâmetros relacionados cuja significância é superior a 5 % (em vermelho na Tabela 15) são consideradas não relevantes e eliminadas da equação empírica. A partir desta análise, foram encontrados os novos parâmetros ajustados com um coeficiente quadrático de correlação de 0,81754, conforme apresentado pela Tabela 16.

Tabela 16 – Parâmetros da regressão múltipla para a queda de pressão com parâmetros insignificativos eliminados

Variável	Parâmetro de Ajuste	Desvio padrão	Significância (p)
Constante	558,545614	11,102390	0,0%
X_2	1,739459	24,034242	1,3%
X_3	7,476640	24,034204	0,0%

A Equação 88 permite avaliar os efeitos de cada variável na queda de pressão, determinando assim a intensidade dessa influência.

$$-\Delta P \text{ (Pa/m)} = 558,546 + 1,73946 X_2 + 7,47664 X_3 \quad (88)$$

Pela análise dos parâmetros, pôde-se notar que a vazão do fluido (X_3) apresentou maior significância, seguida pela rotação da coluna (X_2) e, também, como visto nas análises anteriores, a taxa de penetração apresenta insignificante impacto na queda

de pressão, fazendo com que não fosse considerado na Equação 98. O sinal negativo ao lado esquerdo indica a perda de carga.

As Figuras 65, 66 e 67 reportam a interpretação visual dos resultados de superfície de resposta de resposta do planejamento.

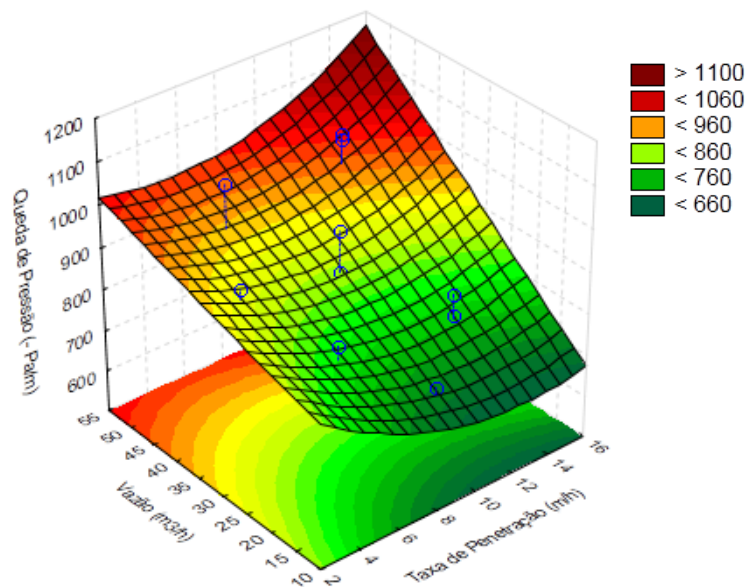


Figura 65 – Superfície de resposta para vazão e taxa de penetração em $X_2=0,00$

Pode-se notar a destacada influência da vazão em todos os níveis da taxa de penetração, mostrando um comportamento contínuo para toda a superfície de resposta.

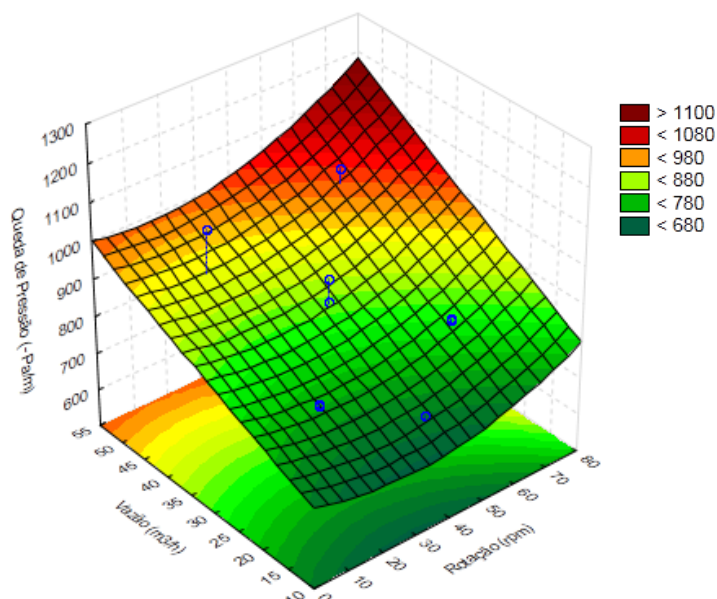


Figura 66 – Superfície de resposta para vazão e rotação em $X_1=0,00$

De forma análoga constata-se os efeitos da vazão em todos os níveis da rotação, onde o aumento da vazão acarreta em um aumento na queda de pressão, sobressaindo em relação a rotação.

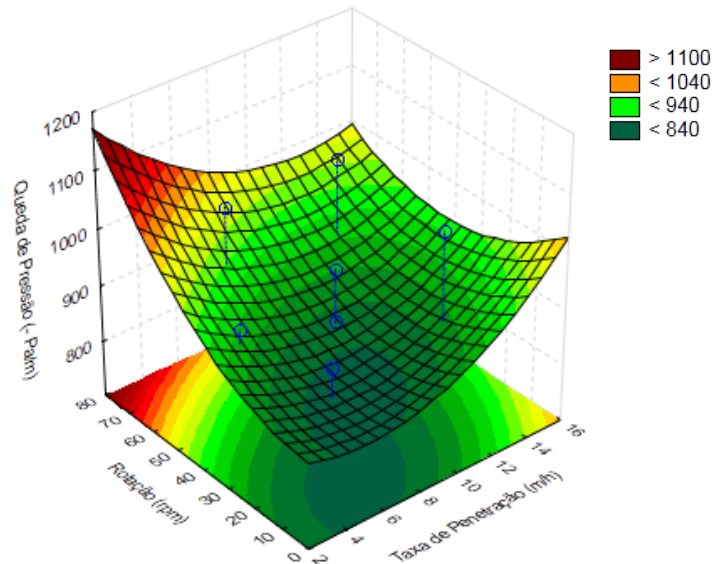


Figura 67 – Superfície de resposta para taxa de penetração e rotação em $X_3=0,00$

A taxa de penetração e a rotação são as variáveis que apresentam a menor influência na queda de pressão. Nesse caso, a rotação mostra-se ter maior efeito na queda de pressão em relação à taxa de penetração. Para as condições onde existe maior rotação e menor taxa de penetração, a queda de pressão é mais pronunciada.

Neste sentido, encera-se a discussão dos resultados apontando que à medida que rotação da coluna de perfuração é incrementada para melhorar a eficiência de limpeza do poço, a queda de pressão aumenta, exigindo maior performance do sistema de bombeamento, envolvendo sistemas mais robustos estando diretamente relacionados com maiores investimentos.

CAPÍTULO 5 - CONCLUSÕES

Nesta parte do trabalho, apresentam-se as principais conclusões obtidas considerando as investigações realizadas através das simulações numéricas, sobre o escoamento multifásico de fluidos não-Newtonianos em regiões anulares. Ainda como contribuições deste estudo deixam-se algumas sugestões para a continuidade deste tema de pesquisa.

5.1. Principais conclusões

Levando em conta as metas traçadas nos objetivos específicos deste estudo e à luz das principais observações realizadas, pode-se concluir:

Foi possível modelar o escoamento laminar sólido-líquido em geométrica anular excêntrica com satisfatório grau de confiabilidade.

O modelo implementado, segundo a estratégia proposta, permitiu reproduzir as condições encontradas na unidade piloto, sendo que os resultados das simulações numéricas corroboraram com os resultados experimentais de Yu *et al.* (2007) tanto qualitativamente (em termos de tendências) quanto quantitativamente (com desvios médios de |6,6%|).

Pela técnica de CFD, pode-se observar os efeitos relevantes do comprimento de entrada e do critério de escoamento laminar.

O levantamento dos perfis de velocidades permitiu um melhor entendimento sobre as condições de escoamento em que se podem identificar fluxos preferencialmente axial, tangencial ou misto. Estas avaliações contribuiriam para um melhor entendimento do campo de escoamento de fluidos não-Newtonianos, projetando sua aplicação para a operação de limpeza de poços, isto é, o carreamento de partículas em suspensão através do anular.

Vale ressaltar a utilização técnica do planejamento de experimentos (delineamento composto central) como método científico para otimização e análise de resultados; que uma vez aplicados em simulações numéricas fornecem análises com tempo e custo reduzidos além de fornecer resultados com base estatística.

Utilizando o planejamento de experimentos composto por 16 ensaios, foi possível elucidar a ordem de grandeza dos efeitos das variáveis sobre a concentração de cascalhos e a queda de pressão. Com destaque para o efeito potencializador da rotação do eixo interno na eficiência da limpeza do poço. Em contrapartida, a vazão apresentou insignificante efeito sobre a concentração de cascalhos, mostrando que dentro da faixa do escoamento laminar, a eficiência da limpeza do poço é pouco afetada pela variação da vazão do fluido de perfuração.

A queda de pressão, importante fator para o dimensionamento dos sistemas de bombeamento em uma unidade de exploração de petróleo e gás, foi pouco afetada pela taxa de penetração (ROP). Entretanto a vazão do fluido de perfuração apresentou-se como protagonista para o efeito da queda de pressão, tendo para as maiores vazões, maior perda de carga.

De maneira geral, as simulações numéricas corroboraram com os resultados encontrados na literatura.

Pode-se avaliar o potencial da técnica de CFD como ferramenta para prever condições experimentais e viabilizar um “treinamento do sentimento físico” envolvido no fenômeno.

5.2. Sugestões para trabalhos futuros

A seguir são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros, que poderão complementar o estudo aqui realizado:

- Realizar testes similares aos analisados, porém com diferentes geometrias como: anular concêntrico, outras excentricidades, diferentes razões D_{ext}/D_{int} e inclinações;
- Avaliar outros modelos reológicos e fluidos com características distintas;
- Estudar os efeitos do escoamento turbulento na eficiência de limpeza do poço;
- Investigar os efeitos da utilização de diferentes modelos friccionais e modelos de arraste;
- Avaliar o efeito da influência do diâmetro do sólido que representa o cascalho.

CAPÍTULO 6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADARI, R. B., MISKA, S., KURU, E., BERN, P., SAASEN, A. Selecting Drilling Fluid Properties and Flow Rates For Effective Hole Cleaning in High-Angle and Horizontal Wells. **SPE Annual Technical Conference and Exhibition**, Dallas, Texas, USA, 1-4 October, 2000.

AHMADI, G., MA, D. A thermodynamic formulation for dispersed multiphase turbulent flows I. Basic theory. **International Journal of Multiphase Flow**, v.16, p. 323-340, 1990.

AIAA. Guideline G-077-1998, **Guide for the Verification and Validation of Computational Fluid Dynamics Simulations**, 1998.

ALI, M. W. **A Parametric Study of Cuttings Transportation in Vertical and Horizontal Well Using Computational Fluid Dynamics (CFD)**.2002. Thesis (Master of Science), West Virginia University, West Virginia, USA, 2002.

AL-KAYIEM, H. H., ZAKI, N. M., ASYRAF. M. Z., ELFEEL, M. E. Simulation of the Cuttings Cleaning During the Drilling Operation. **American Journal of Applied Sciences**, vol. 7, 800-806, 2010.

ARASTOOPOUR, H., LIN, D., GIDASPOW, D., Hydrodynamic Analysis of Pneumatic Transport of a Mixture of Two Particle Sizes, **Multiphase Transport**, Ed. Veziroglu, T.N., Hemisphere Publishing Corporation, vol. 4, p. 1853-1871, 1980.

ARASTOOPOUR, H., PAKDEL, P., ADEWUMI, M., Hydrodynamic analysis of dilute gas– solids flow in a vertical pipe, **Powder Technology**, vol. 62, p. 163–170, 1990.

ARASTOOPOUR, H., WANG, C.-H., WEIL, S. A., Particle-Particle Interaction Force in a Dilute Gas-Solid System, **Chem. Eng. Sci**, vol. 37, p. 1379-1384, 1982.

BAGNOLD, R. A., Experiments on a Gravity-Free Dispersion of Large Solid Spheres in a Newtonian Fluid Under Shear, **Proc. R. Soc.**, London, A225, p. 49-63, 1954.

BAKKER, A. **Lecture 17 - Eulerian-Granular Model**. Disponível em <<http://www.bakker.org/dartmouth06/engs150/17-egm.pdf>>. Acesso em: 30 set. 2012.

BARNES, H, A., HUTTON, J. F., WALTERS, K. **An introduction to rheology**. 1. ed. Nova Iorque: Elsevier, 1989.

BASSAL, A. A. **The Effect of Drillpipe Rotation on Cuttings Transport in Inclined Wellbores**. University of Tulsa, Tulsa, Oklahoma, USA, 1995.

BELAVADI, M. N., CHUKWU, G. A. Experimental Study of the Parameters Affecting Cutting Transportation in a Vertical Wellbore Annulus. **Western Regional Meeting**, Long Beach, California, USA, 23- 25 March, 1994.

BENYAHIA, S., SYAMLAL, M., O'BRIEN, T. J., Extension of Hill Koch Ladd drag correlation over all ranges of Reynolds number and solids volume fractions. **Powder Tech.**, vol. 162, p. 166-174, 2006.

BENZARTI, S., MHIRI, H., BOURNOT, H. Drag models for Simulation Gas-Solid Flow in the Bubbling Fluidized Bed of FCC Particles. World Academy of Science, **Engineering and Technology**, vol. 61, 2012.

BHUSHAN, B., KUMAR, R., MISHRA, S. Analysis of pressure and velocity in coal combustion system using dpm method in fluent software. **International Journal of Engineering Research and Applications**, vol. 2, p. 2885-2889, 2012.

BILGESU, H. I., ALI, M. W., AMINIAN, K., AMERI, S. Computational Fluid Dynamics (CFD) as a Tool to Study Cutting Transport. **SPE Eastern Regional Meeting**, 1-4, 2002.

BILGESU, H. I., MISHRA, N., AMERI, S. Understanding the Effects of Drilling Parameters on Hole Cleaning in Horizontal and Deviated Wellbores Using Computational Fluid Dynamics. **SPE Eastern Regional Meeting**, 1-7, 2007.

BIRD, R.B., STEWART, W.E., LIGHTFOOT, E.N. **Transport Phenomena**. 2. ed. Nova Iorque: Wiley, 2002.

BOURGOYNE JR, A.T., MILLHEIM, K.K., CHENEVERT, M.E., YOUNG JR, F.S. **Applied Drilling Engineering**. 2 ed. Richardson, Texas, SPE, 1991.

BRAGA, E. R. Estudo do **Escoamento de Fluidos de Perfuração em Dutos e em Regiões Anulares**. 2009. 99p. Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química. Instituto de Tecnologia, Departamento de Engenharia Química, Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro, Seropédica, Rio de Janeiro, 2009.

BRENNEN C. E. **Fundamentals of Multiphase Flows**. Pasadena, California: Cambridge University Press, 2005.

BRILL, P. J., MUKEHERJEE H. **Multiphase Flow in Wells**. v. 17, Texas, 1999.

BROWN, N. P., BERN, P. A., WEAVER, A. Cleaning Deviated Holes: New Experimental and Theoretical Studies. **SPE/IADC Drilling Conference**, 171-180, 1989.

BRUCATO, A., GRISAFI, F., MONTANTE, G., Particle drag coefficients in turbulent fluids, **Chemical Engineering Science**, vol. 53, p. 3295-3314, 1998.

CAENN, R., CHILLINGAR, G. V. Drilling Fluids: State of the Art. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, EUA, 1995.

ÇENGEL, Y. A., CIMBALA, J. M., **Mecânica dos Fluidos: Fundamentos e Aplicações**. 1. ed. Nova Iorque: McGraw-Hill, 2006.

CHAPMAN, S., COWLING, T. G., The mathematical theory of non-uniform gases, **Cambridge University Press**, Cambridge, England, 1970.

CHEN, F., DI, Q. F, YUAN, P. B, WANG, W. C., YAO, J. L., ZHOU, Y. Q., ZHAI, G. X. Mechanism of an effective hydroclean drill pipe for hole cleaning. **ACTA Petrolei Sinica**, vol. 33, 298-303, 2012.

CHEN, Z., XU, H., XIONG, J. Numerical computational studies on cutting-carrying and lifting capacity of spiral centralizer in gas drilling, **Journal of Theoretical and Applied Information Technology**, vol. 48, p. 985-989, 2013.

CHHABRA, R. P.; RICHARDSON, J. F. **Non-Newtonian Flow in the Process Industries**. Oxford: Ed. Butterworth-Heinemann, 1999.

CHHABRA, R.P. **Non-Newtonian Fluids: An Introduction**. In: SERC School-cum-Symposium, 4-9, 2010, India, Chennai. Rheology of Complex Fluids. Disponível em < <http://www.physics.iitm.ac.in/~compflu/Lect-notes/chhabra.pdf> >. Acesso em: 05 jul. 2012.

CHO, H., SHAH, S. N., OSISANYA, S. O. A Three-Layer Modeling for Cuttings Transport with Coiled Tubing Horizontal Drilling. **SPE Annual Technical Conference and Exhibition**, 1-14, 2000.

Computer simulations of gas–solid flow in spouted beds using kinetic–frictional stress model of granular flow, **Chemical Engineering Science**, vol. 59, p. 865 – 878, 2004.

CRAWFORD, C. W., PLUMB, O. A., The Influence of Surface Roughness on Resistance to Flow Through Packed Beds, **J. Fluids Eng.**, vol. 108, p. 343-347, 1986.

DALLA VALLE, J.M., **Micromeritics**, Pitman, London, 1948.

DARTEVELLE, S. **Numerical and Granulometric Approaches to Geophysical Granular Flows**. 2003. Thesis (Doctor of Philosophy) - Department of Geological and Mining Engineering, Michigan Technological University, Houghton, Michigan, 2003.

DAVARNEJAD, R., ESHGHIPOUR, R., ABDI, J., DEHKORDI, F. B., CFD Modeling of a Binary Liquid-Solid Fluidized Bed, **Middle-East Journal of Scientific Research**, vol. 10, p. 1272-1279, 2014.

DEEN, N. G., ANNALAND, M. V. S., HOEF, V. M. A., KUIPERS, J. A. M. Review of discrete particle modeling of fluidized beds. **Chemical Engineering Science**, vol. 62, 28-44, 2007.

DEWANGAN, S. K., SINHA, S.L. Comparison of various numerical differencing schemes in predicting non-newtonian transition flow through an eccentric annulus

with inner cylinder in rotation. **International Journal of Mechanical and Industrial Engineering**, vol. 3, p. 2231-6477, 2013.

DING, J.; GIDASPOW, D., A bubbling fluidization model using kinetic theory of granular flow. **AIChE J.**, vol. 36, p. 523-538, 1990.

DOAN, Q. T., OGUZTORELI, M., MASUDA, Y., YONEZAWA, T., KOBAYASHI, A., NAGANAWA, S., KAMP, A. Modeling of transient cuttings transport in underbalanced drilling (UBD). **Journal of Petroleum Technology**, vol. 8, 160-170, 2003.

DORON, P. e BARNEA, D. A Three-Layer Model for Solid – Liquid Flow in Horizontal Pipes. **International Journal Multiphase Flow**. Reino Unido, v. 19, p. 1029-1043, 1993.

DREW, D. A., LAHEY, R. T. **In Particulate Two-Phase Flow**. Butterworth-Heinemann. Boston, 1993

DU PLESSIS J. P., Analytical Quantification of Coefficients in the Ergun Equation for Fluid Friction in a Packed Bed, **Transport in Porous Media**, vol. 16, p. 189-207, 1994.

DU, W.; BAO, X.; XU, J.; WEI, W., Computational fluid dynamics (CFD) modeling of spouted bed: Assessment of drag coefficient correlations. **Chemical Engineering Science**, v. 61, p. 1401–1420, 2006.

DUAN, M. Q., MISKA, S., YU, M. J., TAKACH, N., AHMED, R. Transport of small cuttings in extended reach drilling. **SPE Drilling & Completion**, vol. 23, 258-265, 2008.

DUAN, M. Q., MISKA, S., YU, M. J., TAKACH, N., AHMED, R., ZETTNER, C. Critical conditions for effective sand-sized solids transport in horizontal and high-angle wells. **SPE Drilling & Completion**, vol. 24, 229-238, 2009.

DUANGKHAMCHAN, W., RONSSE, F., DEWETTINCK, K., PIETERS, J.G., CFD study of solids concentration in a fluidised-bed coater with variation of atomisation air pressure, **Powder Technology**, vol. 30,p. 103–104, 2011.

DUARTE, C. R. **Estudo experimental e de simulação da fluidodinâmica e revestimento de partículas em leito de jorro**. 2006. Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química. Faculdade de Engenharia Química, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, 2006.

DURBIN, P. A., MEDIC, G. **Fluid Dynamics with a Computational Perspective**. 1. ed. Nova Iorque: Cambridge University Press, 2007.

ERGUN, S., Fluid Flow Through Packed Columns, **Chem. Eng. Prog.**, vol. 48, p. 89-94, 1952.

ESPINOSA-PAREDES, G., SALAZAR-MENDOZA, R., CAZAREZ-CANDIA, O. Averaging model for cuttings transport in horizontal wellbores. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, vol. 55, 301-316, 2007.

FERZIGER, J. H., PERIC, M. **Computational Methods for Fluid Dynamics**. 3. ed. Berlin: Springer, 2002.

FLUENT 14 User's Guide, **Fluent Inc.**, USA, 2011.

FORTES, A.F., JOSEPH, D.D., LUNDGREN, T.S. Nonlinear mechanics of fluidization of beds of spherical particles. *The Journal of Fluid Mechanics*, vol. 177, 1987.

FRANCO, A. B. **Modelação computacional e experimental de escoamentos provocados por roturas de barragens**. 1996. Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. Instituto Superior Técnico, Departamento de Engenharia Civil, Universidade Técnica de Lisboa, Portugal, 1996.

GANSER, G. H., A Rational Approach to Drag Prediction of Spherical and Nonspherical Particles, *Powder Tech.*, vol. 77, p. 143-152, 1993.

GARSIDE, J., AND AL-DIBOUNI, M. R., Velocity-Voidage Relationships for Fluidization and Sedimentation, *I&EC Proc. Des. Dev.*, vol 16, p. 206-214, 1977.

GAVIGNET, A. A., SOBEY, I. J. Model aids cuttings transport prediction. **Journal of Petroleum Technology**, vol. 41, 916-921, 1989.

GIBILARO, L., G., DI FELICE, R., WALDRAM, S., P. Generalized Friction Factor and Drag Coefficient Correlations for Fluid-particle Interactions. **Chemical Engineering Science**, v. 40, p.1817-1823, 1985.

GIDASPOW, D. **Multiphase Flow and Fluidization**. Academic Press, Boston, MA, 1994.

GIDASPOW, D., Hydrodynamics of Fluidization and Heat Transfer: Supercomputer Modeling. **Appl. Mech. Rev.**, vol. 39, p. 1-23, 1986.

GIDASPOW, D., BEZBURUAH, R., DING, J. Hydrodynamics of Circulating Fluidized Beds, Kinetic Theory Approach. **In Fluidization VII, Proceedings of the 7th Engineering Foundation Conference on Fluidization**, p. 75–82, 1992.

GOLDEMBERG, José; **Energia e desenvolvimento**. [S.l.]: Estudos Avançados [online], vol.12, n.33, p. 7-15, 1998.

GONÇALVES, R. S. A. **Avaliação da Perda de Carga e do Fator de Atrito no Escoamento de Fluidos de Perfuração em Geometrias Circular e Anulares Concêntricos**. 2008, 112 f. Dissertação (Mestrado) - Pós-Graduação em Engenharia Química, área de Concentração em Tecnologia Química, Universidade Federal Rural do Rio de Janeiro, 2008.

GÜCÜYENER, H., KOK, M. V., BATMAZ, T. End Effect Evaluation in Rheological Measurement of Drilling Fluids Using Coutte Coaxial Cylinder Viscometer. **Energy Sources**, v. 24, 2002.

HAIDER, A., LEVENSPIEL, O. Drag Coefficient and Terminal Velocity of Spherical and Nonspherical Particles. **Powder Technology**, vol. 58, 63–70, 1989.

HAN, S.-M., HWANG, Y.-K., WOO, N.-S., KIM, Y.-J. Solid–liquid hydrodynamics in a slim hole drilling annulus. **Journal of Petroleum Science and Engineering**, vol. 70, 308-319, 2010.

HEMPHILL, T., CAMPOS, W., PILEHVARI A. **Yield-Power Law Model More Accurately Predicts Mud Rheology**. Oil & Gas Journal, EUA, v. 91, n. 34, ago. 1993. Disponível em < <http://www.ogj.com/articles/print/volume-91/issue-34/in-this-issue/drilling/yield-power-law-model-more-accurately-predicts-mud-rheology.html>> Acesso em: 08 jul. 2012.

HINZE, J. O. **Turbulence**. McGraw-Hill Publishing Co., New York, 1975.

HUILIN, L., GIDASPOW, D. Hydrodynamics of binary fluidization in a riser: CFD simulation using two granular temperatures. **Chemical Engineering Science**, v. 58, p. 3777–3792, 2003.

HUILIN, L., YURONG, H., WENTIE, L., Ding, J., GIDASPOW, D., BOUILLARD, J.,

HUILIN, L., YURONG, H., WENTIE, L., JIANMIN, D., GIDASPOW, D., BOUILLARD, J. Computer simulations of gas-solid flow in spouted beds using kinetic frictional stress model of granular flow. **Chemical Engineering Science**, v. 59, p. 865- 878, 2004

JENA, H., KUMAR, A., Analysis of bed voidage characteristic of a gas-liquid-solid fluidized bed by CFD simulation and experiment. **14th Asian Chemical Congress**, Bangkok, 2011.

JENKINS, J. T., AND COWIN, S. C., Theories for Flowing Granular Materials, Mech. Applied to Transport of Bulk Materials. **Ap. Mech. Div. of ASME**, vol. 31, p. 79-89, 1979.

JENKINS, J. T., SAVAGE, S. B., A theory for the rapid flow of identical, smooth, nearly elastic sphere particles. **J. Fluid Mech.**, vol. 130, p. 187 – 202, 1983.

JENKINS, J. T., SAVAGE, S. B., A theory for the rapid flow of identical, smooth, nearly elastic sphere particles. **J. Fluid Mech.**, vol. 130, p. 187 – 202, 1983.

JIRADILOK, V., GIDASPOW, D., DAMRONGLERD, S., KOVES, W. J., MOSTOFI, R. Kinetic theory based CFD simulation of turbulent fluidization of FCC particles in a riser. **Chemical Engineering Science**, vol. 61, 5544–5559, 2006.

JOHNSON, G., RAJAGOPAL, K. R., MASSOUDI, M., A review of interaction mechanisms in fluid-solid flows, **NASA STI/Recon Technical Report**, n. 91, 1990.

JOHNSON, P. C., JACKSON, R., Frictional-collisional constitutive relations for granular materials with application to plane shearing. **J. Fluid Mech.**, vol. 176, p. 67 – 93, 1987.

JÚNIOR, U. S. **Avaliação por simulação computacional da circulação reversa na perfuração de poços de petróleo**. 2005. Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2005.

KAUSHAL, D.R., THINGLAS, T., TOMITA, Y., KUCHII. S., TSUKAMOTO, H., CFD modeling for pipeline flow of fine particles at high concentration. **International Journal of Multiphase Flow**, vol. 43, p. 85 – 100, 2012.

KELESSIDIS, V. C., MPANDELIS, G. E. Hydraulic Parameters Affecting Cuttings Transport for Horizontal Coiled Tubing Drilling. **7th National Congress on Mechanics**, 1-9, 2004.

KHAN, M. U. **Transient cuttings transport focused on bed erosion in horizontal wells**. 2008. Thesis (Master of Science), Department of Petroleum Engineering, University of Tulsa, Oklahoma, USA, 2008.

KLEINSTREUER, C. **Modern Fluid Dynamics: Basic Theory and Selected Applications in Macro- and Micro-Fluidics**. 1. ed. Dordrecht: Springer, 2010.

KOZI, M. S., RISTI, S. S., PUHARI, M.A., KATAVI, B. T. Numerical simulation of multiphase flow in ventilation mill and channel with louvers and centrifugal separator. **Thermal Science**, vol. 15, 677-689, 2011.

KREMER, R. **Análise teórica e experimental da influência da atomização de óleo em processos de compressão**. 2006. 160 p. Dissertação (Mestrado) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2006.

LAKEHAL, D. On the modelling of multiphase turbulent flows for environmental and hydrodynamic applications. **International Journal of Multiphase Flow**, vol. 28, p. 823-863, 2001.

LARSEN, T. I., PILEHVARI, A. A., AZAR, J. J. Development of a New Cuttings Transport Model for High-Angle Wellbores Including Horizontal Wells. **SPE Rocky Mountain Regional/Low Permeability Reservoir Symposium**, 331-342, 1993.

LEIGHTON, D., ACRIVOS, A. The Shear-Induced Migration of Particles in Concentrated Suspensions. **The Journal of Fluid Mechanics**, vol.181, 1987.

LEITH, D., Drag on Nonspherical Objects, **Aerosol Sci. Technol.**, vol. 6, p. 153-161, 1987.

LI, J., CHENG, C., ZHANG, Z., YUAN, J., The EMMS model, its application, development and updated concepts. **Chemical Engineering Science**, vol. 54, p. 5409–5425, 1999.

LI, J., KWAWUK, M., Particle–fluid two-phase flow energy-minimization multi-scale method. **Metallurgical Industry Press**, 1994.

LI, J., WALKER, S. Sensitivity Analysis of Hole Cleaning Parameters in Directional Wells. **SPE/ICoTA Coiled Tubing Roundtable**, 1-10, 1999.

LI, J., WALKER, S. The Effects of Particle Size, Fluid Rheology and Pipe Eccentricity on Cuttings Transport. **SPE IcoTa Coiled Tubing Roundtable**, 1-8, 2000.

LI, M., JI, Y. F., HAO, B. Y., WANG, Z. Q., HONG, Y. K. Simulation on the effect of drill pipe rotation on hole cleaning in extended reach horizontal wells. **West-china Exploration Engineering**, vol. 5, 51-54, 2010.

LI, M., WANG, Z. M., HAO, B. Y., WANG, Z. Q., HONG, Y. K. The effect of drill pipe rotation on hole cleaning in extended reach wells. **China Petroleum Machinery**, vol. 37, 34-37, 2009.

LOOMANS, M., LEMAIRE, T. **Particle concentration calculations using CFD - A comparison.** 2002.
<http://www.sonozap.com/Concentration_Calculations_Using_CFD.pdf>. Acesso em: 29 ago. 2013.

LOUREIRO, B. V., DE PAULA, R. S., SERAFIM, M. B., MARTINS, A. L. Experimental Evaluation of the Effect of Drillstring Rotation in the Suspension of a Cuttings Bed. **SPE Latin American & Caribbean Petroleum Engineering Conference**, 1-14, 2010.

LUN, C. K. K., SAVAGE, S. B.; JEFFREY, D. J.; CHEPURNIY, N., Kinetic theories for granular flow: Inelastic particles in coquette flow and singly inelastic particles in a general flow field. **J. Fluid Mech.**, vol. 140, p. 223 – 256, 1984.

LUN, C., K., K., SAVAGE, S., B., JEFFREY, D., J., CHEPURNIY, N. Kinetic Theories for Granular Flow: Inelastic Particles in Couette Flow and Slightly Inelastic Particles in a General Flow Field. **Journal of Fluid Mechanics**, v.140, p. 223–256, 1984.

LUNDBERG, J., **CFD study of a bubbling fluidized bed**, M.Sc. Programme, Telemark University College, Faculty of technology, Porsgrunn, Norway, 2008.

LUO, Y. J., BERN, P. A., CHAMBERS, B. D., Flow-Rate Predictions for Cleaning Deviated Wells. **IADC/SPE Drilling Conference**, 367-366, 1992.

MA, J., SRINIVASA, M. Particulate modeling in ANSYS CFD, **2008 International ANSYS Conference**, Pittsburgh, USA, 2008.

MACHADO, J.C.V. **Reologia e Escoamento de Fluidos: Ênfase na Indústria de Petróleo**. Rio de Janeiro: Ed. Interciência, 2002.

MARTINS, A. L., SA, C. H. M., LOURENCO, A. M. F., CAMPOS, W. Optimizing Cuttings Circulation in Horizontal Drilling. **The International Petroleum Conference and Exhibition**, 295-304, 1996.

MARTINS, A. L., SA, C. H. M., LOURENCO, A. M. F., CAMPOS, W. Optimizing Cuttings Circulation in Horizontal Drilling. **International Petroleum Conference and Exhibition**, 295-304, 1996.

MARTINS, A. L., SANTANA, C. C. Evaluation of Cuttings Transport in Horizontal and Near Horizontal Wells - A Dimensionless Approach. **Second Latin America Petroleum Engineering Conference**, 155-161, 1992.

MATTIUSI E. M., CORADIN H. T., BRONDANI W. M., FRANCO A. T., MORALES R. E. M., MARTINS A. L. **Escoamento laminar de fluidos não-newtonianos em tubos de seção transversal elíptica**. In: 4^o PDPETRO, 21-24, 2007, Campinas, São Paulo. Disponível em <<http://www.ppgem.ct.utfpr.edu.br/lacit/publicacoes/congressos/2007PDPetro-Escoamento%20Laminar%20de%20FNN%20em%20Tubos%20de%20Se%20E3o%20EI%20EDptica.pdf>>. Acesso em: 10 ago. 2012.

MEI, R. An approximate expression of the shear lift on a spherical partical at finite Reynolds number. **International Journal of Multiphase Flow**, v. 18, p. 145-160, 1992.

MENTER, F. R. Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications. **AIAA Journal**, vol. 32, p.1598-1605, 1994.

METZNER, A. B., & REED, J. C. Flow of Non-Newtonian Fluids - Correlation of the Laminar, Transition, and Turbulent-Flow Regions. **Aiche Journal**, v. 4, 434-440, 1955.

MISHRA, N. **Investigation of Hole Cleaning Parameters Using Computational Fluid Dynamics in Horizontal and Deviated Wells**. Thesis (Master of Science), West Virginia University, West Virginia, USA, 2007.

MI-SWACO. **Drilling fluid engineering manual**. EUA, 2001.

MOHAMMADSALEHI, M., MALEKZADEH, N. Optimization of Hole Cleaning and Cuttings Removal in Vertical, Deviated and Horizontal Wells. **SPE Asia Pacific Oil and Gas Conference and Exhibition**, 1-8, 2011.

MORAGA, F., J., BONETTO, R., T., LAHEY, R., T. Lateral forces on spheres in turbulent uniform shear flow. **International Journal of Multiphase Flow**, v.25, p. 1321–1372, 1999.

MORSI, S. A., ALEXANDER, A. J. An Investigation of Particle Trajectories in Two-Phase Flow Systems. **Journal of Fluid Mechanics**, vol. 55, 193–208, 1972.

NAKAMURA, K., CAPES, C. E., Vertical Pneumatic Conveying of Binary Particle Mixtures, **Fluidization Technology**, 159-184, 1976.

NAVARRETE, R. C., HIMES, R. E., SEHEULT, J. M. Applications of Xanthan Gum in Fluid-Loss Control and Related Formation Damage. **SPE Permian Basin Oil and Gas Recovery Conference**. Midland, Texas, EUA, 21-23 Março, 2000.

NEGRÃO, A.F., LAGE, A.C.V.M., CUNHA, J.C.. An Overview of Air/Gas/Foam Drilling in Brazil. **SPE Drilling & Completion**, vol.14, 109-114, 1999.

NETO, J. L.V. **Estudo Experimental e de Simulação por CFD de Escoamento em Seções Anulares**. 2011. Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química. Faculdade de Engenharia Química, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, 2011.

NETO, J.L.V., , MARTINS, A. L., SILVEIRA NETO, A., ATAIDA, C.H., BARROZO, M. A. S. CFD Applied to Turbulent Flows in Concentric and Eccentric Annuli with Inner Shaft Rotation, **The Canadian Journal of Chemical Engineering**, vol. 89, 2011

NIEMI, T. **Particle size distribution in CFD simulation of gas-particle flows**. Thesis (Master of Science), SCHOOL OF SCIENCE, Aalto University, Finland, 2012.

O'BRIEN, T.J. AND SYAMLAL, M., Particle Cluster Effects in the Numerical Simulation of a Circulating Fluidized Bed. **4th International CFB Conference**, Pennsylvania, USA, August 1-5, 1993.

OCONE R., SUNDARESAN S.; JACKSON R., Gas-particle flow in a duct of arbitrary inclination with particle-particle interaction, **AIChE J.**, vol. 39, p. 1261-1271, 1993.

OFEI, T. N., IRAWAN, S., PAO, W., CFD Method for Predicting Annular Pressure Losses and Cuttings Concentration in Eccentric Horizontal Wells, **Journal of Petroleum Engineering**, vol. 2014, p. 16, 2014.

OGAWA, S., UMEMURA, A., OSHIMA, N., On the Equations of Fully Fluidized Granular Materials, **ZAMP**, vol. 31, p. 483-493, 1980.

Oilfield Market Report 2004. **Spears & Assoc. Inc.**, Tulsa, Oklahoma, www.spearsresearch.com.

OKRAJNI, S. S., AZAR, J. J. The effects of mud rheology on annular hole cleaning in directional wells. **SPE Drilling Engineering**, vol. 1, 297-309, 1986.

OLIVEIRA JUNIOR J. A. A., SOUZA J. Z., FONTES C. E., WALDMANN A. T. A., MARTINS A. L. Modeling drilling fluid losses in Fractured Reservoirs. **SPE Latin American and Caribbean Petroleum Engineering Conference**, Cidade do Mexico, México, 16-18, 2012.

OSGOUEI, R. E., OZBAYOGLU, M. E, FU, T.K., CFD Simulation of Solids Carrying Capacity of a Newtonian Fluid Through Horizontal Eccentric Annulus. **13th International Symposium on Liquid-Solids Flows**, Nevada, USA, July 7–11, 2013.

OZBAYOGLU, M. E., SAASEN, A., SORGUM, M., SVANES, K. Effect of Pipe Rotation on Hole Cleaning for Water-Based Drilling Fluids in Horizontal and Deviated Wells. **IADC/SPE Asia Pacific Drilling Technology Conference and Exhibition**, 1-11, 2008.

OZBAYOGLU, M. E., SAASEN, A., SORGUN, M., SVANES, K. Critical fluid velocities for removing cuttings bed inside horizontal and deviated wells. **Petroleum Science and Technology**, vol. 28, 594-602, 2010.

OZBAYOGLU, M. E., STEFAN, Z. M., REED, T., TAHACH, N. Analysis of the Effects of Major drilling Parameters on Cuttings Transport Efficiency for High-Angle Wells in Coiled Tubing Drilling Operations. **SPE /IcoTa Coiled Tubing Conference and Exhibition**, 1-8, 2004.

PARK, W., C., KLAUSNER, J., F., MEI, R. Unsteady forces on spherical bubbles. **Experiments in Fluids**, v. 19, p. 167-172, 1994.

PATANKAR S. V., **Numerical heat transfer and fluid flow**. 1 ed. Nova Iorque: Hemisphere Publishing Corporation, 1980.

PEDEN, J. M., FORD, J. T., OYENEYIN, M. B. Comprehensive Experimental Investigation of Drilled Cuttings Transport in Inclined Wells Including the Effects of Rotation and Eccentricity. **European Petroleum Conference**, 394-405, 1990.

PEREIRA, F. A. R. **Escoamento laminar de líquidos não-newtonianos em seções anulares: estudos de CFD e abordagem experimental**. 2006. Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química. Faculdade de Engenharia Química, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, 2006.

PEYSSON, Y. Solid/Liquid Dispersions in Drilling and Production. **Oil & Gas Science and Technology**, vol. 59, n. 1, 2004.

QAHTANI, A. M., AMANULLAH, MD. Prediction of hole cleaning efficiency using a simple, user friendly and better performing simulation model. **SPE/DGS Saudi Arabia Section Technical Symposium and Exhibition**, Al-Khobar, Saudi Arabia, 4-7 April, 2010.

REUGE, N., CADORET, L., COUFORT-SAUDEJAUD, C., PANNALA, S., SYAMLAL, M., CAUSSAT, B., Multifluid Eulerian modeling of dense gas–solids fluidized bed hydrodynamics: Influence of the dissipation parameters, **Chemical Engineering Science**, vol. 63, p. 5540–5551, 2008.

RICHARDSON, J.R., ZAKI, W.N., Sedimentation and fluidization: part I, **Transactions of Institute of Chemical Engineering**, vol. 32, p. 35–53, 1954.

ROBERTSON R. E., STIFF H. A. An improved rheological model for relating shear stress to shear rate in drilling fluids and cement slurries. **Society of Petroleum Engineers Journal**, v. 16, 1976.

SAASEN, A. Hole Cleaning During Deviated Drilling-the Effects of Pump Rate and Rheology. **SPE European Petroleum Conference**, 161-167, 1998.

SAFFMAN, P., G. The lift on a small sphere in a slow shear flow. **Journal of Fluid Mechanics**, v. 22, p. 385-400, 1965.

SANCHEZ, R. A., AZAR, J. J., BASSAL, A. A., MARTINS, A. L. Effect of drillpipe rotation on hole cleaning during directional-well drilling. **SPE Journal**, vol. 4, 101-108, 1999.

SANTANA, M., MARTINS, A. L., JR, A. S. Advances in the Modeling of the Stratified Flow of Drilled Cuttings in High Angle and Horizontal Wells. **International Petroleum Conference and Exhibition**, 1-8, 1998.

SANTOS, D. A. **Contribuições ao estudo da fluidinâmica em leito de jorro – estudos experimentais e de simulação via CFD**. 2011. Tese (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química. Faculdade de Engenharia Química, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, 2011.

SANTOS, K. G., SANTOS D. A., DUARTE C. R., MURATA V. V., BARROZO M. A. S., Spouting of Bidisperse Mixture of Particles: A CFD and Experimental Study, **Drying Technology: An International Journal**, vol. 30, p. 1354-1367., 2012.

SAVAGE, S. B., Granular flows down rough inclines - review and extension. In *Mechanics of Granular Materials: New Models and Constitutive Relations* (ed. J. T. Jenkins & M. Satake), **Elsevier Science Publishers**, p. 261 – 82, 1983.

SAVAGE, S. B., JEFFREY, D. J., The stress tensor in a granular flow at high shear rates, **J. Fluid Mech.**, vol. 110, p. 255 – 272, 1981.

SCHEID, C. M., CALÇADA, L. A., BRAGA, E. R., PARAISO, E. C. H., MARTINS, A. L. **Hydraulic study of drilling fluid flow in circular and annular tubes**. Brazilian Journal of Petroleum and Gas, Brasil, v. 5, n. 4, p. 239-253, 2011. Disponível em <<http://www.portalabpg.org.br/bjpg/index.php/bjpg/article/download/204/182>> Acesso em: 07 ago. 2012.

SCHMELZER, J. W. P., ZANOTTO, E. D., FOKIN V. M. Pressure dependence of viscosity. **The Journal of Chemical Physics**, p. 122, 2005.

SHADIZADEH, S. R., ZOVEIDAVIANPOOR, M. An experimental modeling of cuttings transport for an Iranian directional and horizontal well drilling. **Petroleum Science and Technology**, vol. 30, 786-799, 2012.

SHAHINPOUR, M., AHMADI, G., A kinetic theory for the rapid flow of rough identical spherical particles and the evolution of fluctuation: Advances in the mechanics and the flow of granular materials II, p. 641 – 667, **Ed. Trans. Tech.**, Switzerland: Andermannsdorf, 1983.

SIFFERMAN, T. R., BECKER, T. R. Hole cleaning in full-scale inclined wellbores. **SPE Drilling Engineering**, vol. 7, 115-120, 1992.

SISSON, L.E., PITTS, D.R. **Fenômenos de Transporte**. Rio de Janeiro: LTC Editora, 2001.

SLATER J. W. **Overview of CFD Verification and Validation**. Disponível em <<http://www.grc.nasa.gov/WWW/wind/valid/tutorial/overview.html>>. Acesso em: 21 set. 2012.

SOBIESKI, W., Momentum Exchange in Solid-Fluid System Modeling with the Eulerian Multiphase Model, **Drying Technology**, vol. 27, p. 653 — 671, 2009.

SOO, S. L., **Fluid Dynamics of Multiphase Systems**, Blaisdell Publishing Corp., Massachusetts, USA, 1967.

SORGUN, M. **Modeling of Newtonian Fluids and Cuttings Transport Analysis in High Inclination Wellbores with Pipe Rotation**. 2010. Thesis (Doctor of Philosophy), Middle east Technical University, Ankara, Turkey, 2010.

SRINIVASAN, M. G., DOSS, E. D., Momentum Transfer Due to Particle-Particle Interaction in Dilute Gas-Solid Flows, **Chem. Eng. Sci.**, vol. 40, p. 1791-1792, 1985.

SRIVASTAVA, A., SUNDARESAN, S., Analysis of a frictional–kinetic model for gasparticle flow, **Powder Technology**, vol. 129, p. 72-85, 2003.

STANFORD UNIVERSITY. Disponível em <<http://adl.stanford.edu/docs/display/SUSQUARED/Tutorial+6+-+Turbulent+RAE+2822>>. Acesso em: 21 nov. 2012.

STRÖHER, G. L., NICOLETI, J. F., DE ANDRADE, C. R., ZAPAROLI, E. L., STRÖHER, G. R. Análise da Abordagem Single Point RANS para o Escoamento do Tipo Jato Livre Axissimétrico e Incompressível. **ENGEVISTA**, v. 14, 331-344, 2012.

SUBHASH, N.S., NARAYAN H. S., CHINENYE C. O. Future Challenges of Drilling Fluids and Their Rheological Measurements. **AADE Fluids Conference and Exhibition**, Houston, USA, 2010.

SUZANA, S. C. **Modelagem para o Escoamento Transiente Horizontal e Quase Horizontal na Perfuração de Poços de Petróleo**. 2006, 145 f. Tese (Doutorado) - Pós-Graduação em Engenharia Civil, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2006.

SUZZI, D., RADL, S., KHINAST, J. Validation of Euler-Euler and Euler-Lagrange Approaches in the Simulation of Bubble Columns. **9th International Conference on Chemical & Process Engineering**, Rome, Italy, 2009.

SYAMLAL, M., AND O'BRIEN, T.J., **A Generalized Drag Correlation for Multiparticle Systems**, Unpublished report, 1987.

SYAMLAL, M., **Multiphase Hydrodynamics of Gas-Solids Flow**, Ph.D. Dissertation, Illinois Institute of Technology, 1985.

SYAMLAL, M., O'BRIEN, T., J. Computer Simulation of Bubbles in a Fluidized Bed. **AIChE Symposium Series**, v. 85, p. 22–31, 1989.

SYAMLAL, M., ROGERS, W., O'BRIEN, T. J., **MFIX Documentation: v. 1, Theory Guide**. National Technical Information Service, Springfield, VA, 1993.

TANNEHILL, J. C.; ANDERSON, D. A.; PLETCHER, R. H. **Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer**. 2. ed. Washington: Taylor & Francis, 1997.

TANNER, R.I. **Engineering Rheology**. 2 ed. EUA: Oxford University Press, 2000.

TERRY, J. B., NAQUIN, C.J., LAURSEN, P., ESTEP, J., PAULK, M., COATS, A., CROOK, R., MORGAN, R. L. **Method and apparatus for removing cutting**. U.S. Patent n 6840337 B2, 2005.

THOMAS, J. E. **Fundamentos de Engenharia de Petróleo**. Rio de Janeiro: Editora Interciência, 2001.

TOBENNA, U. C. **Hole Cleaning and Hydraulics**. Thesis (Master of Science), FACULTY OF SCIENCE AND TECHNOLOGY, University of Stavanger, Norway, 2010.

TOMIYAMA, A. Struggle with computational bubble dynamics. **Third International Conference on Multiphase Flow**, Lyon, France, 1998.

TOMREN, P. H., IYOHO, A. W., AZAR, J. J. Experimental Study of Cuttings Transport in Directional Wells. **SPE Drilling Engineering**, vol. 1, 43-56, 1986.

TOMREN, P.H., IYOHO, A.W., AZAR, J.J. Experimental Study of Cuttings Transport in Deviated Wells. **SPE Annual Technical Conference and Exhibition**, San Francisco, October 1983.

TREVISAN, F. E. **Padrões de fluxo e perda de carga em escoamento trifásico horizontal de óleo pesado, água e ar**. 2003. Dissertação (Mestrado) - Programa de

Pós-Graduação em Ciências e Engenharia de Petróleo. Instituto de Geociências, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, 2003.

TU, J., YEOH, G. H., LIU, C. **Computational Fluid Dynamics: A Practical Approach**. 1. ed. Burlington: Elsevier, 2008.

VALENTINE, J.R., SMITH, P. J. **Numerical predictions of deposition with a particle cloud tracking technique**. 1998. Disponível em < <http://www.reaction-eng.com/downloads/deposit.pdf>>. Acesso em: 29 ago. 2013.

VERSTEEG, H. K., MALALASEKERA, W. **An introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method**. 1. ed. Nova Jersey: Prentice Hall, 1996.

VICHI, F. M., MANSOR, M. T. C.. Energia, meio ambiente e economia: o Brasil no contexto mundial. São Paulo: **Revista Química Nova**, vol. 32, n.3, p. 757-767, 2009.

VIEIRA, A. S. **Um Panorama sobre Roll Waves em escoamentos Laminares e Turbulentos com Superfície Livre**. 2007, 112 f. Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Ciências Térmicas, Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, 2007. Disponível em: < http://www.dem.feis.unesp.br/ppgem/teses_dissertacoes/2007/dissertacao_asvieira.pdf>. Acesso em: 05 jul. 2012

WANG, H. G., LIU, X. S., LI, H. Q., DING, G. An experimental study of transport of drilling cuttings in a horizontal well. **Acta Petrolei Sinica**, vol. 16, 125-132, 1995.

WANG, Z.; BI, H. T.; LIM, C. J., CFD Simulation of Spouted Beds Using a Pressure Source Term. **Ind. Eng. Chem.**, vol. 49,p. 5053–5060, 2010.

Wen, C., Yu, Y., H. Mechanics of Fluidization. **AIChE Symposium Series**, v. 62, p.100–111, 1966.

WILSON, K. C. A unified physically-based analysis of solid-liquid pipeline flow. **4th International Conference on the Hydraulic Transport of Solids in Pipes**. Banff, Alberta, Canada, p. 1-16, 1976.

WILSON, K. C. Evaluation of interfacial friction for pipeline transport models. **11th International Conference on the Hydraulic Transport of Solids in Pipes**. Stratford-upon-Avon, Reino Unido, p. 107-116, 1988.

WU, B. CFD investigation of turbulence models for mechanical agitation of non-Newtonian fluids in anaerobic digesters. **Water Research**, vol. 45, p. 2082–2094, 2011.

XIAOFENG, S., KELIN, W., TEI, Y., YANG, Z., SHAUI, S., SHIZHU, L. Review of Hole Cleaning in Complex Structural Wells. **The Open Petroleum Engineering Journal**, vol. 6, 25-32, 2013.

XIAOFENG, S., TIE, Y., WEI, L., YANZE, W. Study on cuttings transport efficiency affected by stabilizer's blade shape in vertical wells, **The Open Petroleum Engineering Journal**, vol. 6, p. 7-11, 2013.

YILMAZ, D. **Discrete phase simulations of drilled cuttings transport process in highly deviated wells**. Thesis (Master of Science), Louisiana State University, Louisiana, USA, 2012.

YILMAZ, F., GUNDOGDU, Y. Analysis of conventional drag and lift models for multiphase CFD modeling of blood flow. **Korea-Australia Rheology Journal**, vol. 21, 161-173, 2009.

YU, M., TAKACH, N., E., NAKAMURA, D., R., SHARIFF, M., M. An experimental study of hole cleaning under simulated downhole conditions. **SPE Annual Technical Conference and Exhibition**, Anahien, California, EUA, 2007.

ZHANG, Z., CHEN, Q. Comparison of the Eulerian and Lagrangian methods for predicting particle transport in enclosed spaces. **Atmospheric Environment**, vol. 41, 5236-5248, 2006.

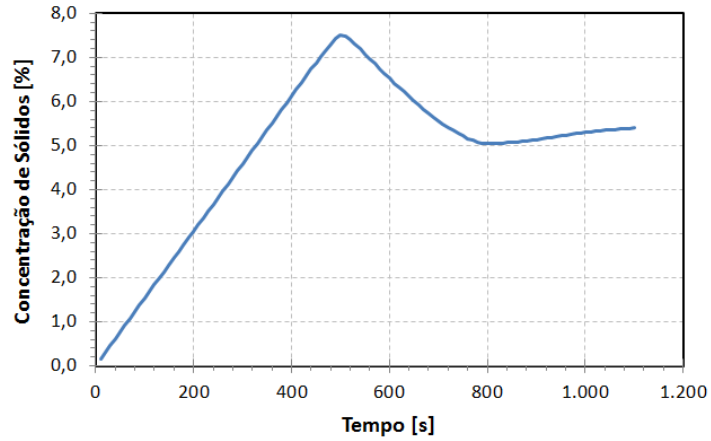
ZHAO, D. W., DONG, C. Y., ZHANG, Q., FU, X. W. Critical velocity model for grain incipient motion in consideration of the randomness of grain location. **Journal of the University of Petroleum**, vol. 28, 59-66, 2004.

APÊNDICE

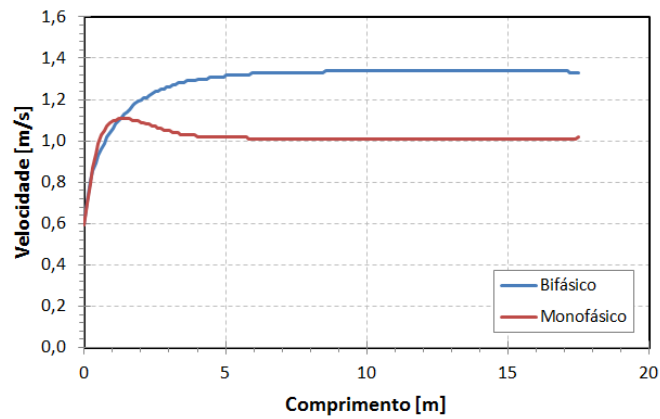
Resultados das simulações numéricas a partir do planejamento
experimental

Resultados do planejamento para simulação (1).

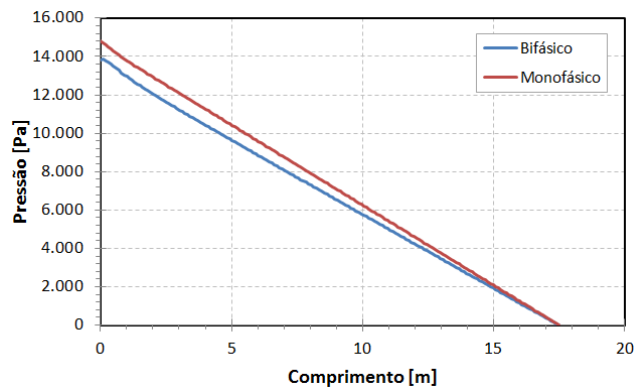
6,1 m/h; 20 rpm; 22,7 m³/h



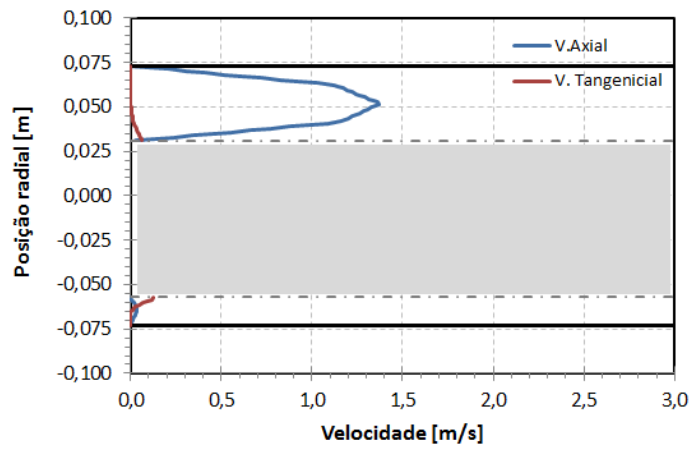
Apêndice figura 1 - Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 1



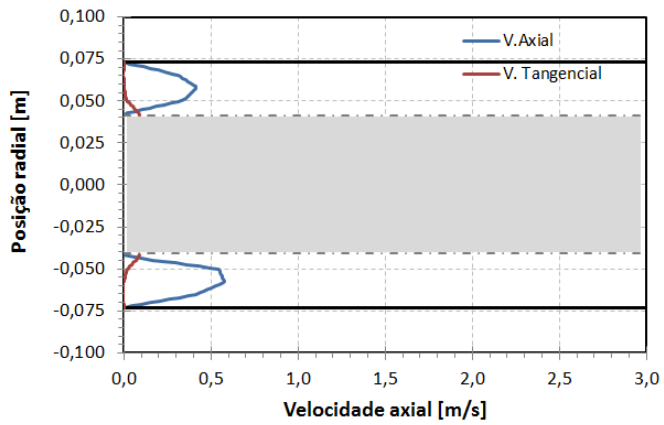
Apêndice figura 2 - Comprimento de entrada para a simulação 1



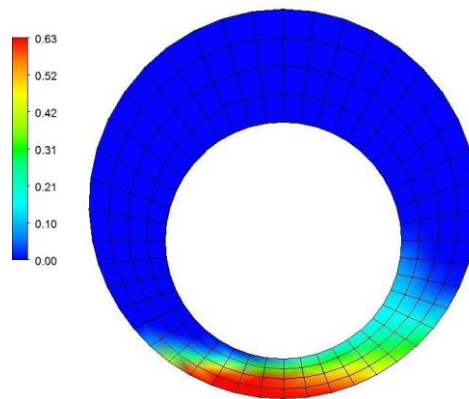
Apêndice figura 3a – Queda de pressão para a simulação 1



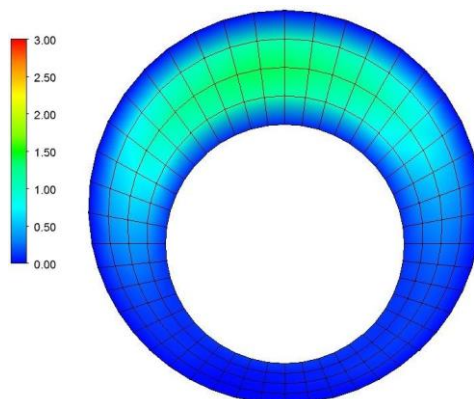
Apêndice_figura 3b – Perfis de velocidade para a simulação 1 na direção x



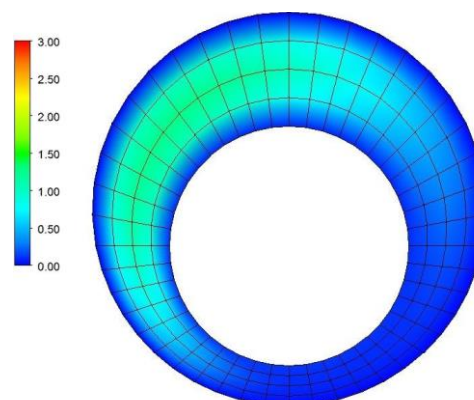
Apêndice_figura 3c – Perfis de velocidade para a simulação 1 na direção y



Apêndice_figura 4 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 1



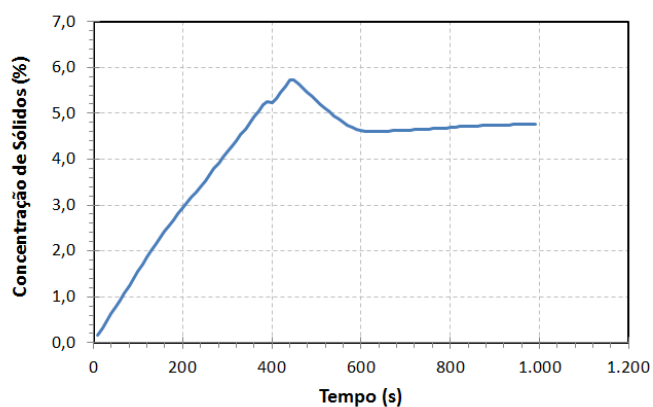
Apêndice_figura 5 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 1



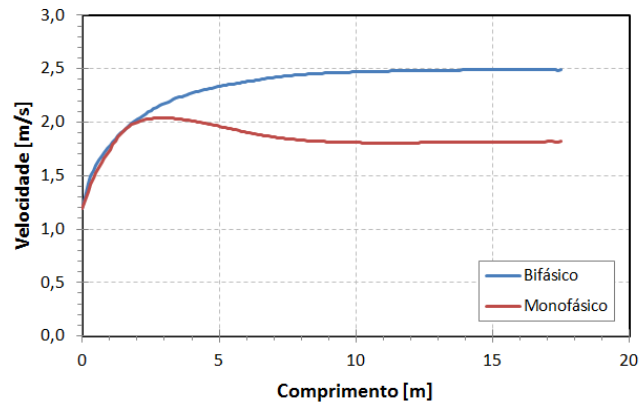
Apêndice_figura 6 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 1

Resultados do planejamento para simulação (2).

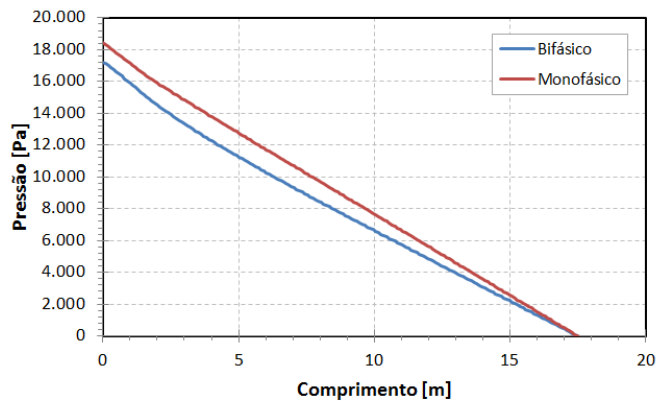
6,1 m/h; 20 rpm; 45,5 m³/h



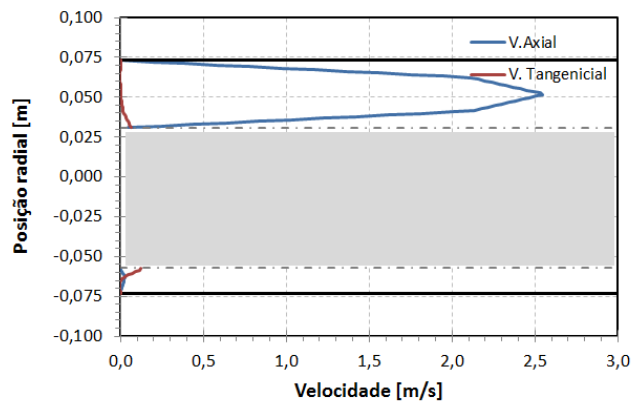
Apêndice_figura 7 - Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 2



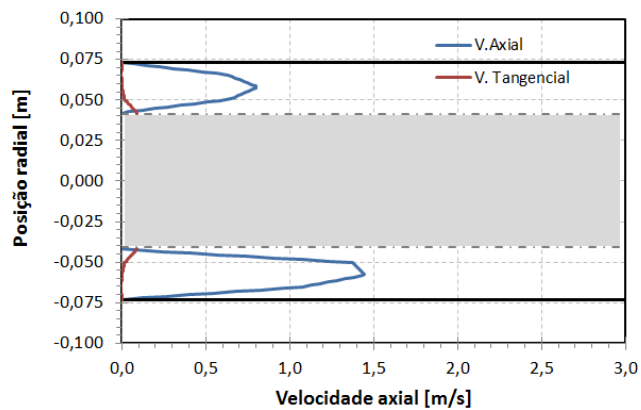
Apêndice_figura 8 - Comprimento de entrada para a simulação 2



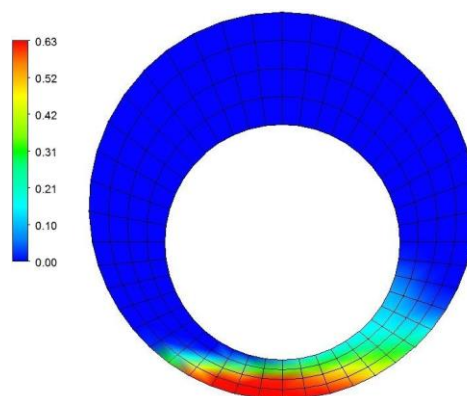
Apêndice_figura 9a – Queda de pressão para a simulação 2



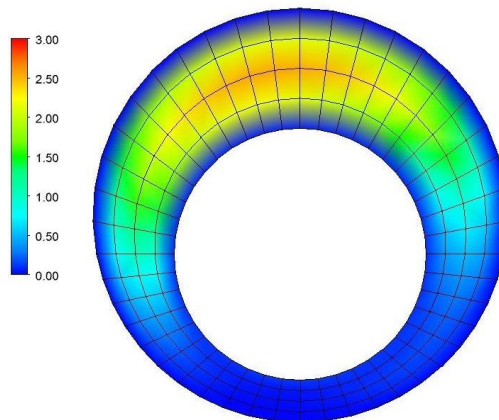
Apêndice_figura 9b – Perfis de velocidade para a simulação 2 na direção x



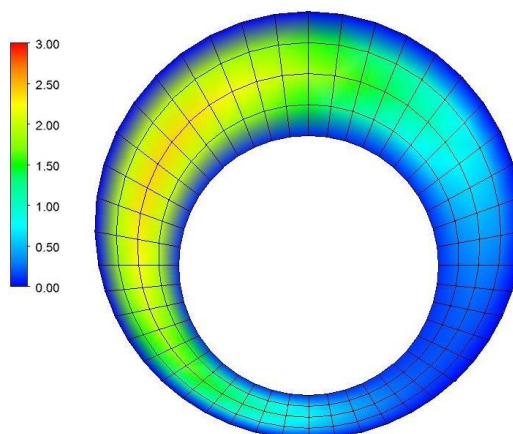
Apêndice_figura 9c – Perfis de velocidade para a simulação 2 na direção y



Apêndice_figura 10 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 2



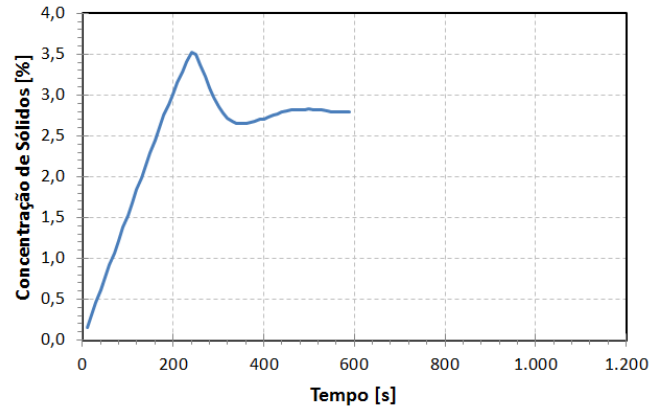
Apêndice_figura 11 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 2



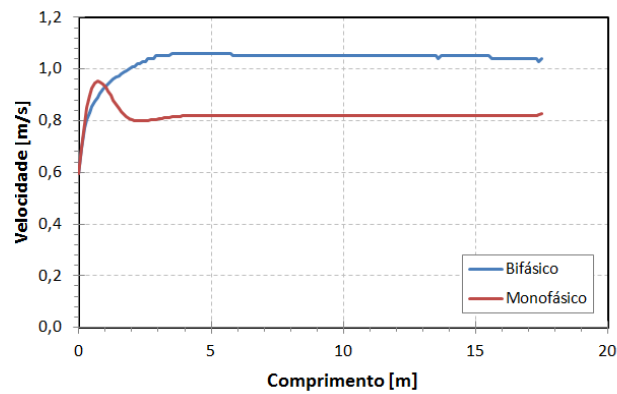
Apêndice_figura 12 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 2

Resultados do planejamento para simulação (3).

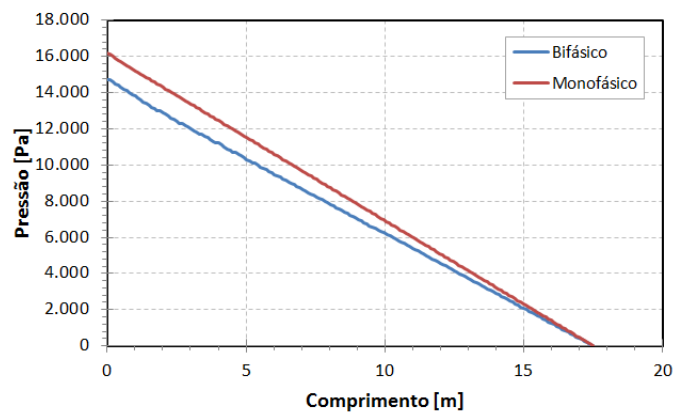
6,1 m/h; 60 rpm; 22,7 m³/h



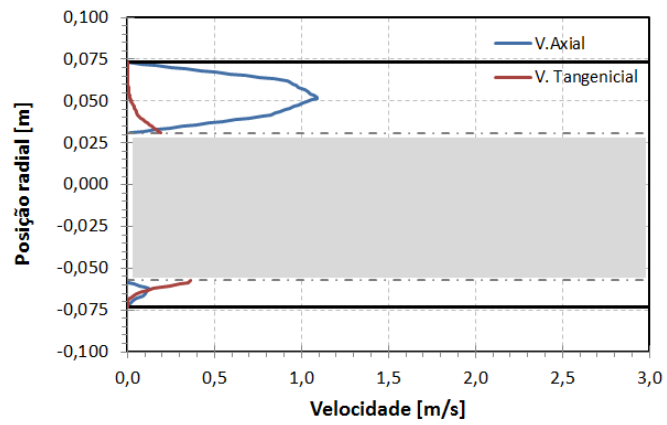
Apêndice figura 13 - Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 3



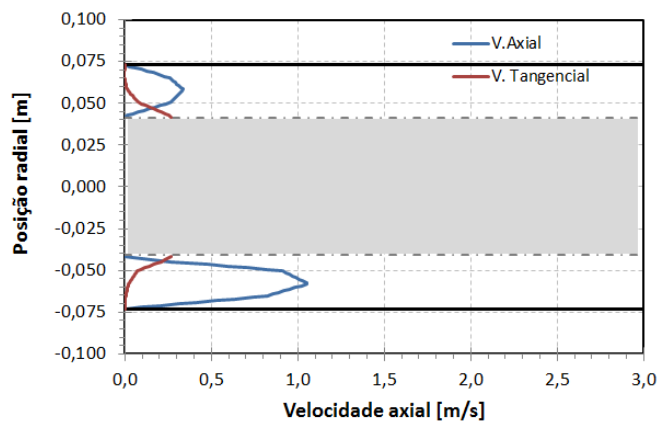
Apêndice figura 14- Comprimento de entrada para a simulação 3



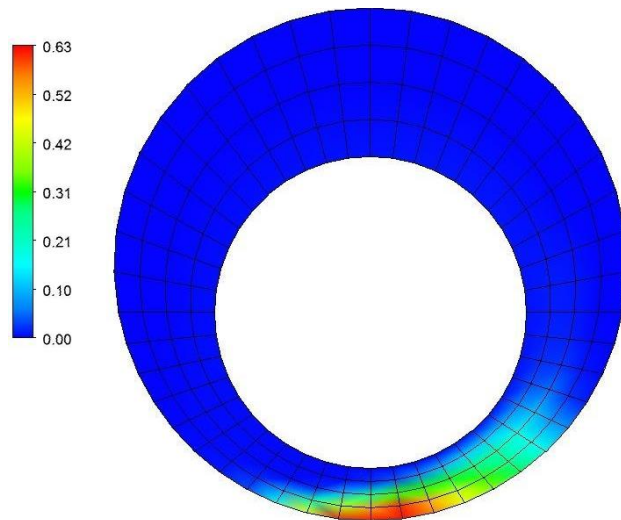
Apêndice figura 15a – Queda de pressão para a simulação 3



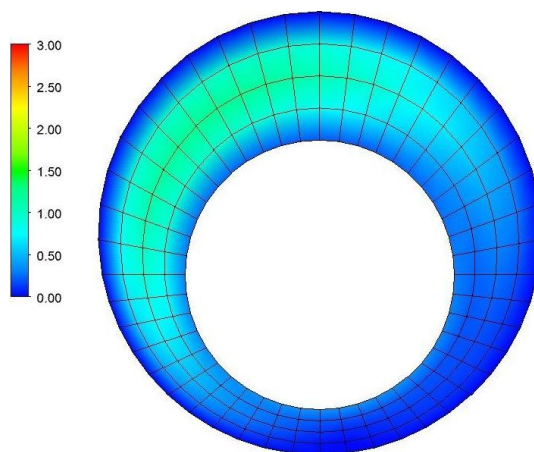
Apêndice_figura 15b – Perfis de velocidade para a simulação 3 na direção x



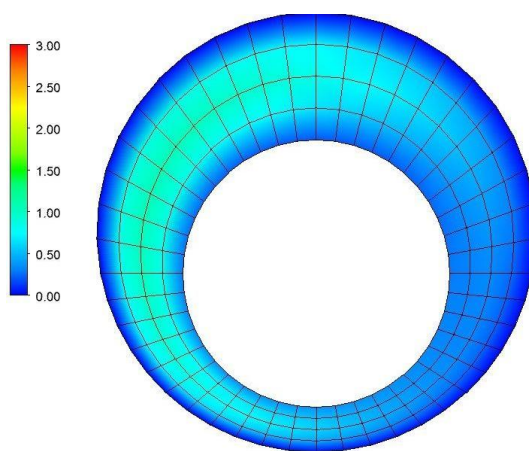
Apêndice_figura 15c – Perfis de velocidade para a simulação 3 na direção y



Apêndice_figura 16 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 3



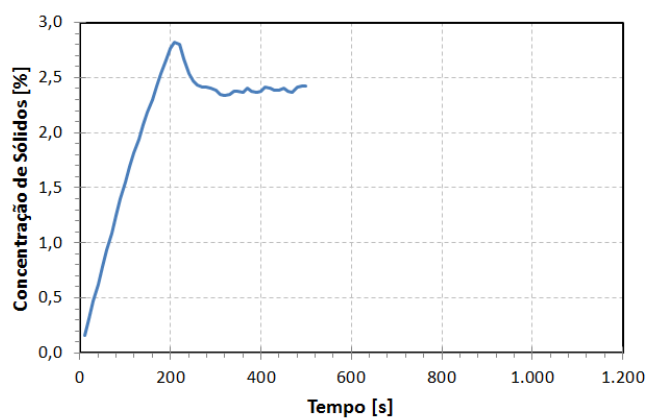
Apêndice_figura 17 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 3



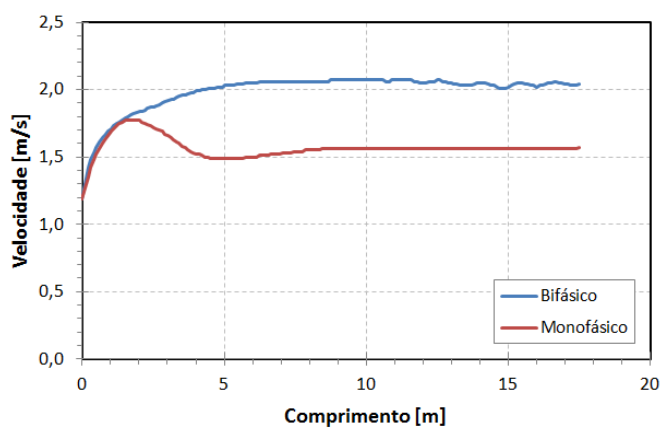
Apêndice_figura 18 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 3

Resultados do planejamento para simulação (4).

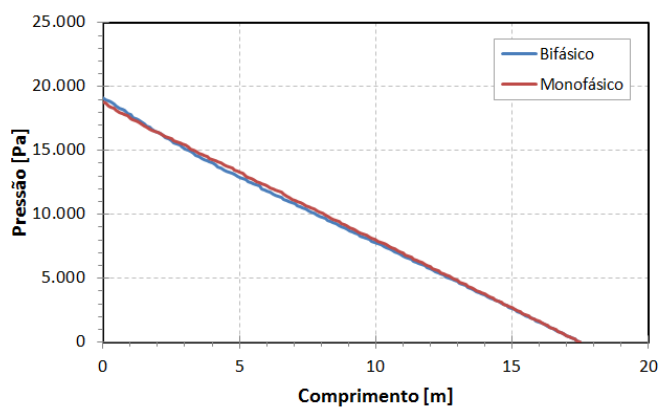
6,1 m/h; 60 rpm; 45,5 m³/h



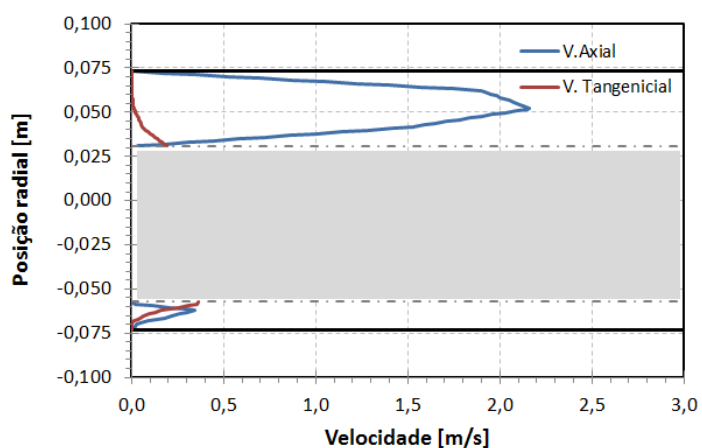
Apêndice_figura 19 - Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 4



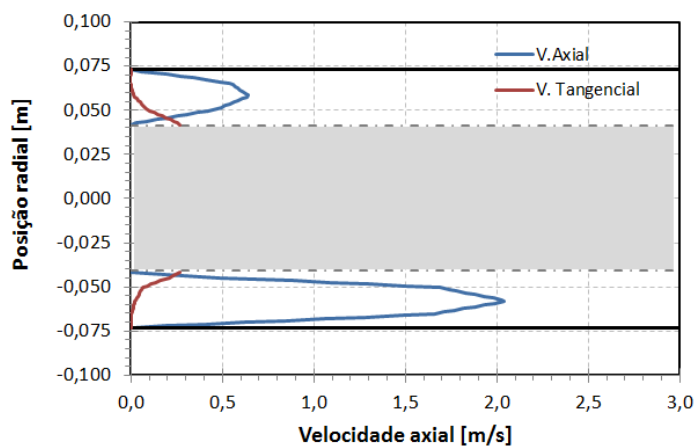
Apêndice_figura 20- Comprimento de entrada para a simulação 4



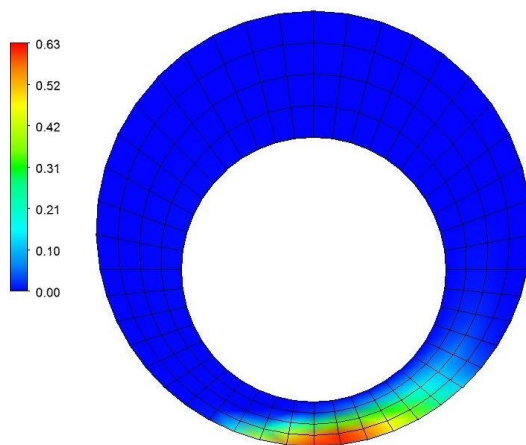
Apêndice_figura 21a – Queda de pressão para a simulação 4



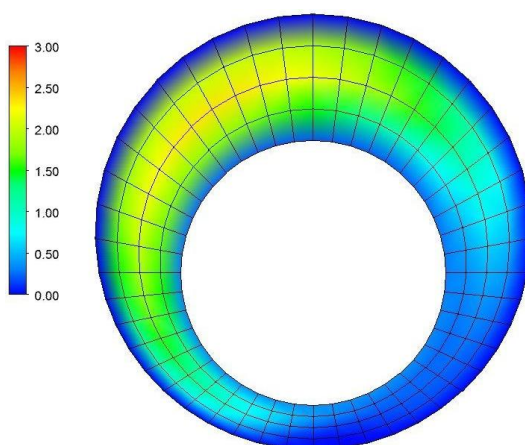
Apêndice_figura 21b – Perfis de velocidade para a simulação 4 na direção x



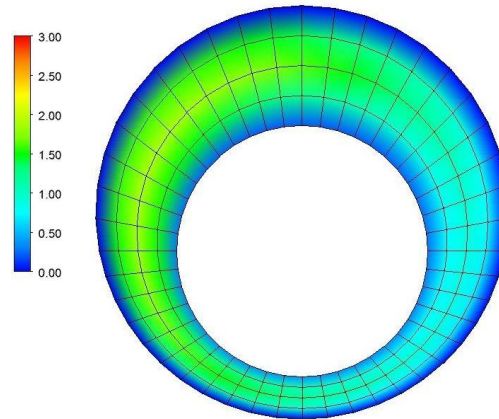
Apêndice_figura 21c – Perfis de velocidade para a simulação 4 na direção y



Apêndice_figura 22 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 4



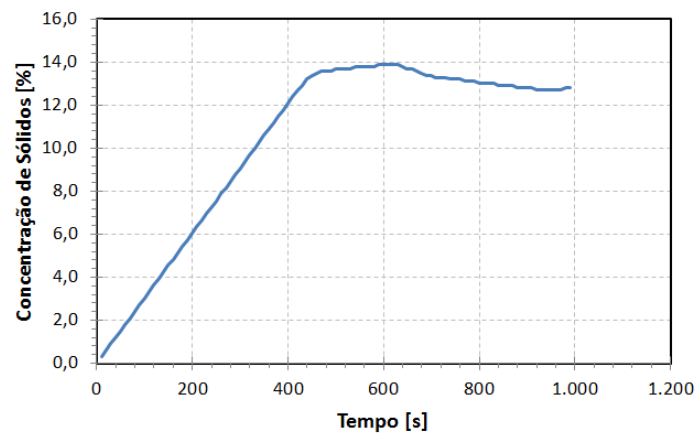
Apêndice_figura 23 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 4



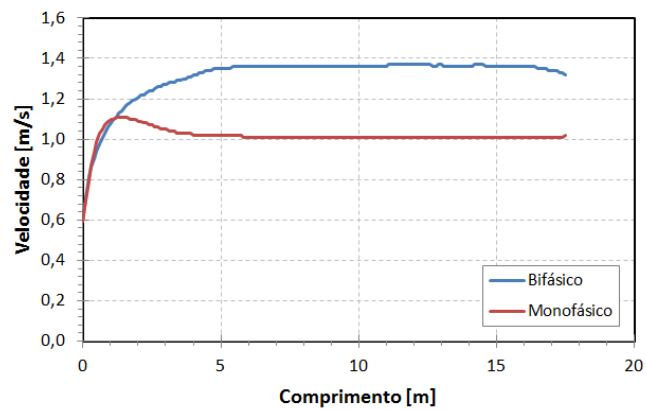
Apêndice_figura 24 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 4

Resultados do planejamento para simulação (5).

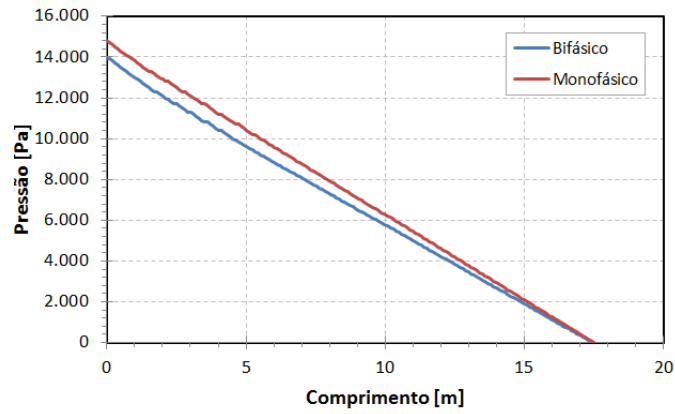
12,2 m/h; 20 rpm; 22,7 m³/h



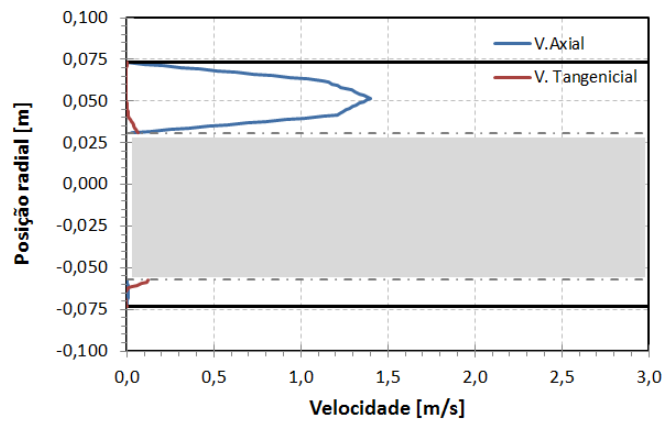
Apêndice_figura 25 - Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 5



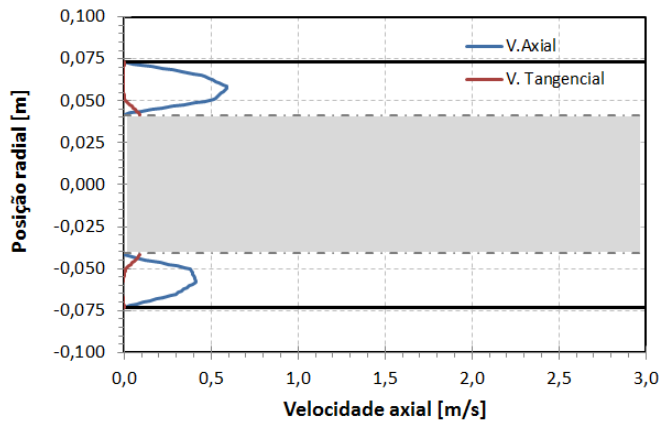
Apêndice_figura 26- Comprimento de entrada para a simulação 5



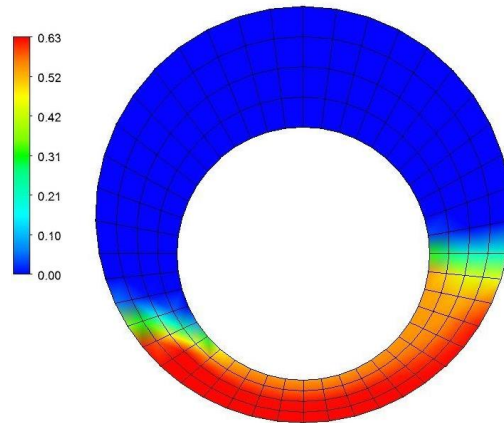
Apêndice_figura 27a – Queda de pressão para a simulação 5



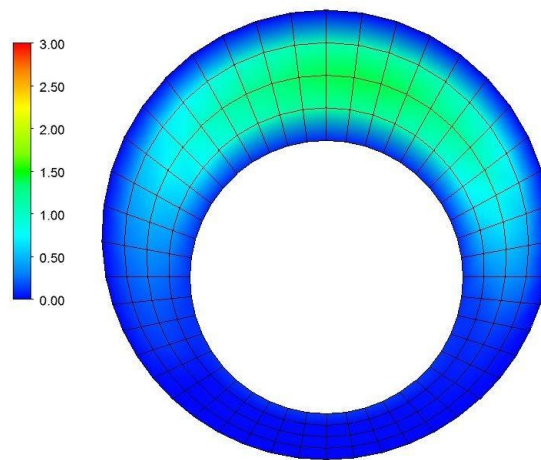
Apêndice_figura 27b – Perfis de velocidade para a simulação 5 na direção x



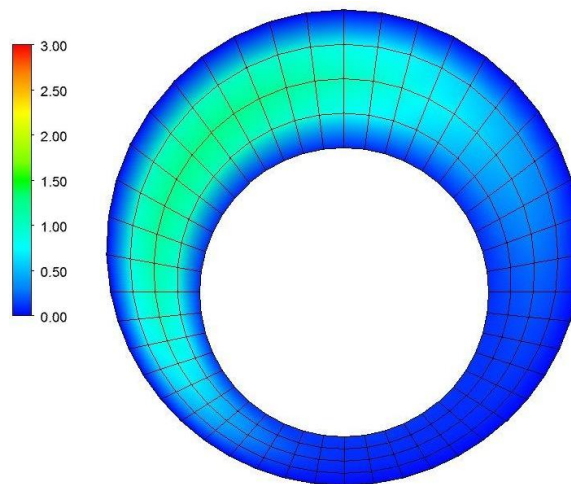
Apêndice_figura 27c – Perfis de velocidade para a simulação 5 na direção y



Apêndice_figura 28 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 5



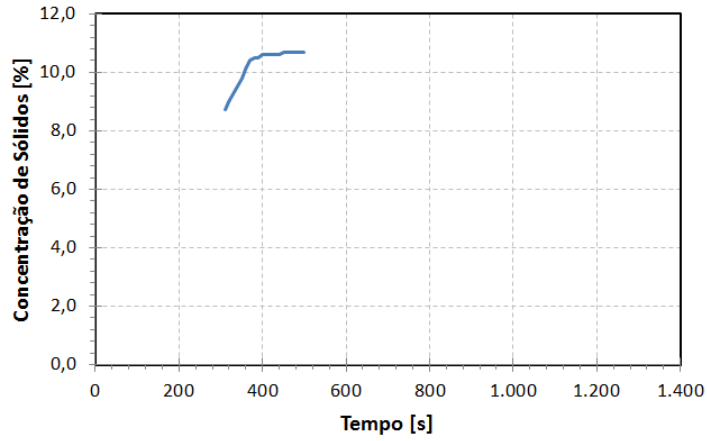
Apêndice_figura 29 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 5



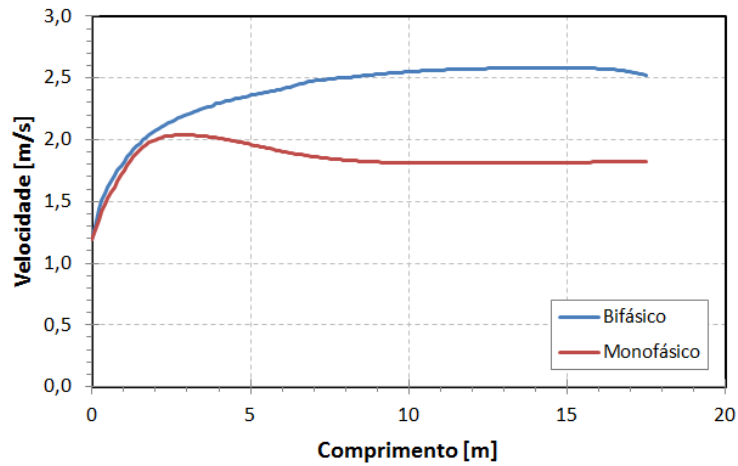
Apêndice_figura 30 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 5

Resultados do planejamento para simulação (6).

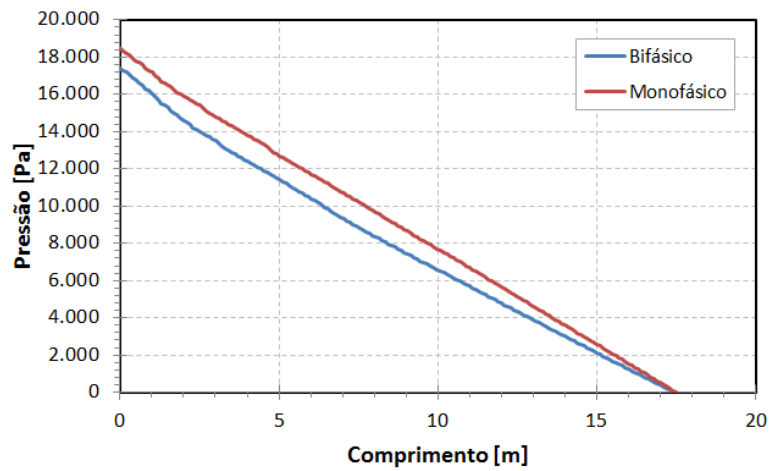
12,2 m/h; 20 rpm; 45,5 m³/h



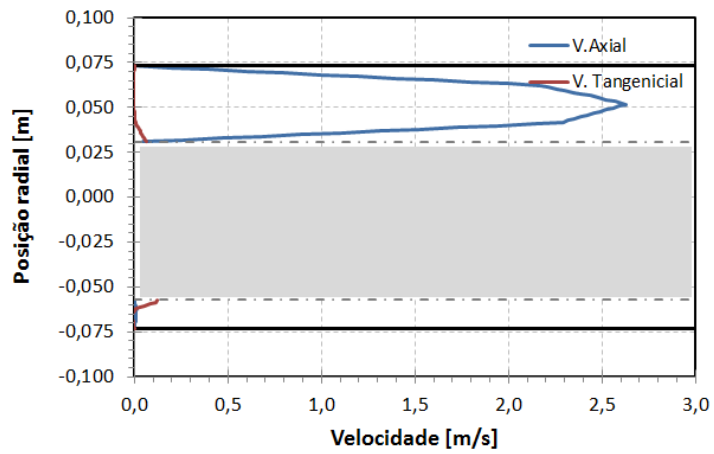
Apêndice_ figura 31- Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 6



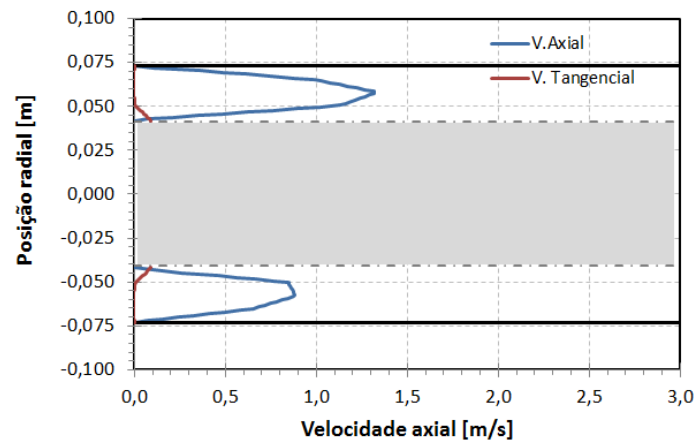
Apêndice_ figura 32- Comprimento de entrada para a simulação 6



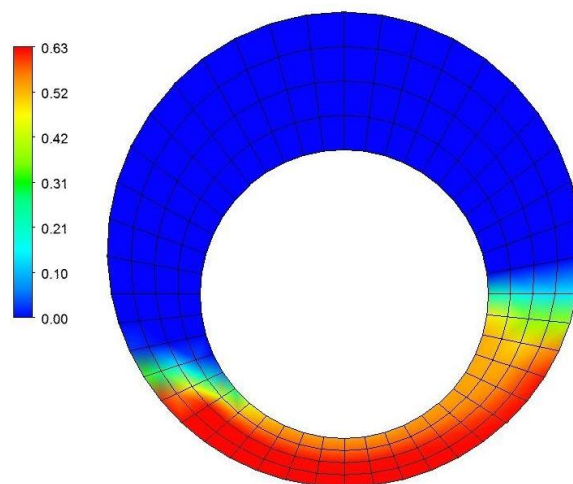
Apêndice_ figura 33a – Queda de pressão para a simulação 6



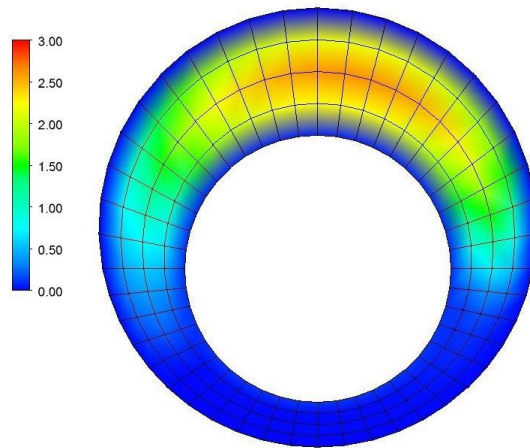
Apêndice_ figura 33b – Perfis de velocidade para a simulação 6 na direção x



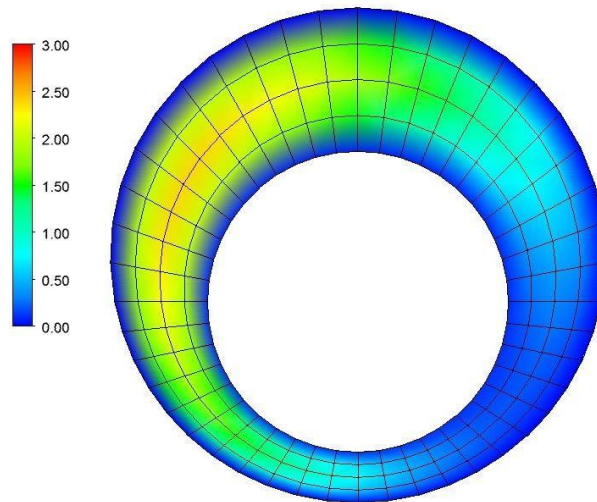
Apêndice_ figura 33c – Perfis de velocidade para a simulação 6 na direção y



Apêndice_ figura 34 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 6



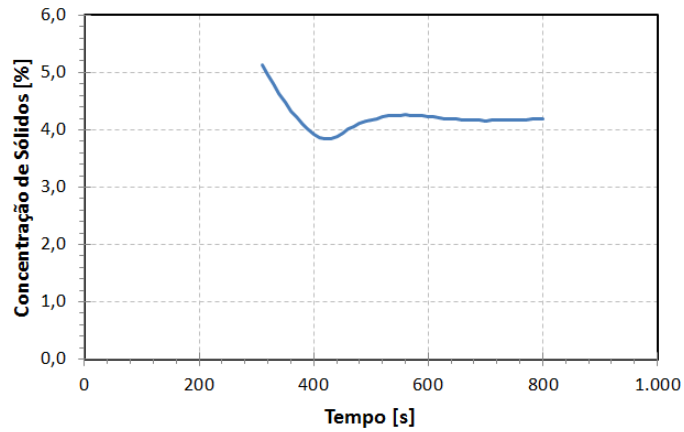
Apêndice_figura 35 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 6



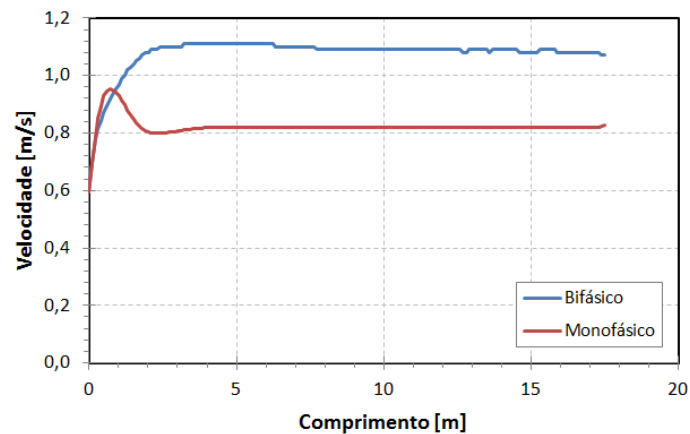
Apêndice_figura 36 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 6

Resultados do planejamento para simulação (7).

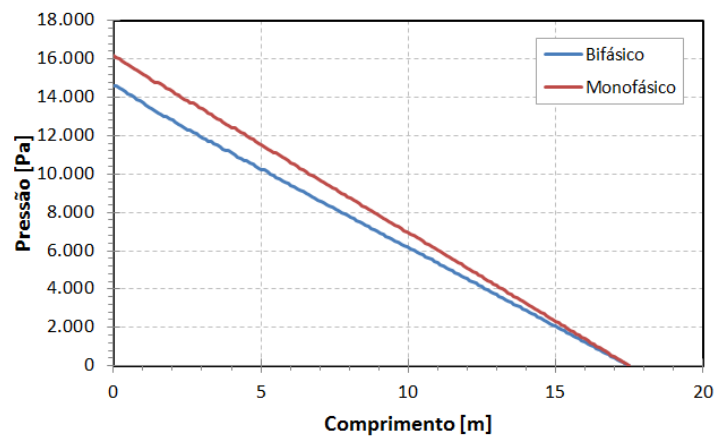
12,2 m/h; 60 rpm; 22,7 m³/h



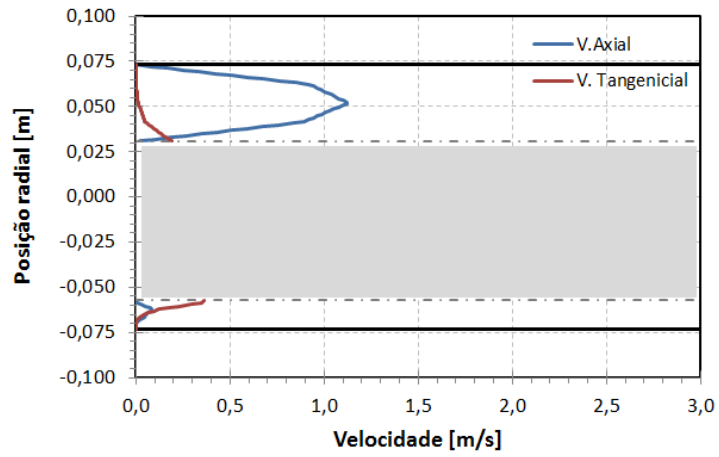
Apêndice _figura 37- Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 7



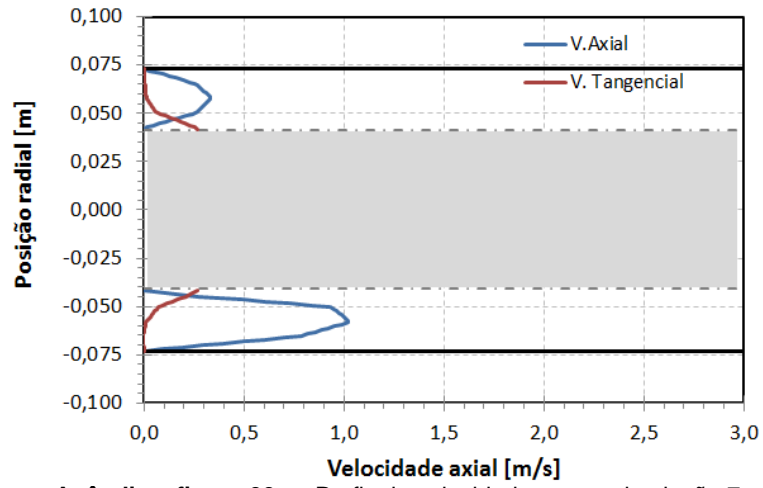
Apêndice _figura 38- Comprimento de entrada para a simulação 7



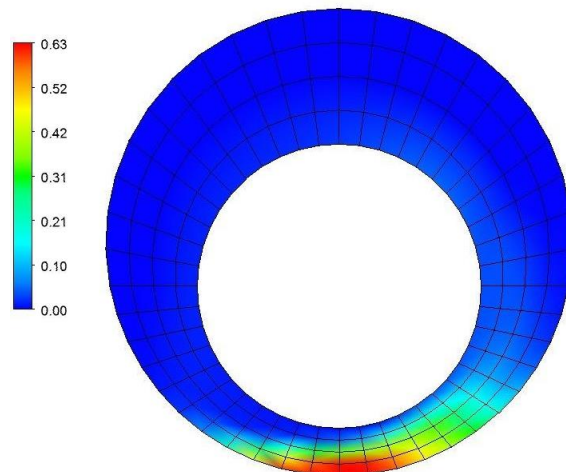
Apêndice _figura 39a – Queda de pressão para a simulação 7



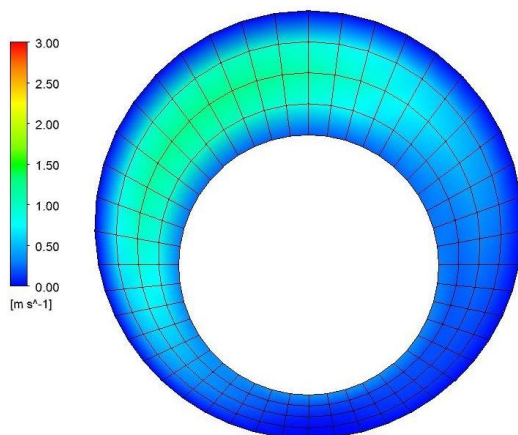
Apêndice_figura 39b – Perfis de velocidade para a simulação 7 na direção x



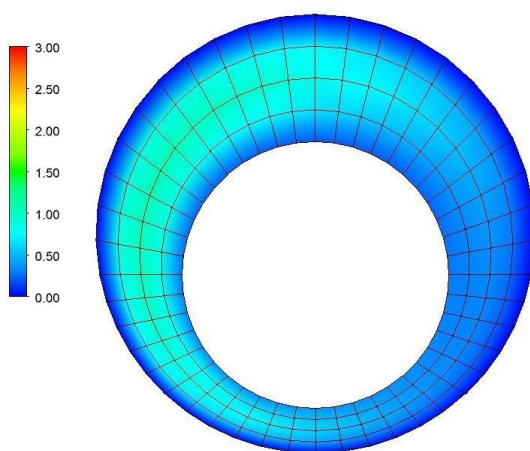
Apêndice_figura 39c – Perfis de velocidade para a simulação 7 na direção y



Apêndice_figura 40 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 7



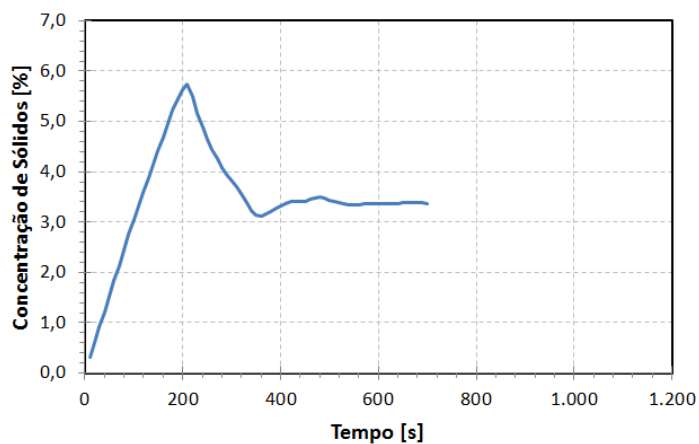
Apêndice_figura 41 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 7



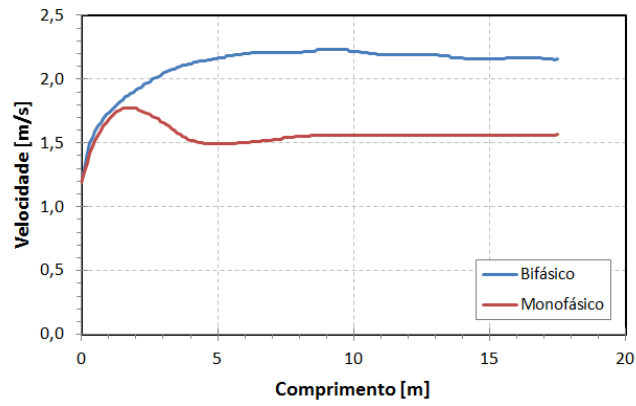
Apêndice_figura 42 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 7

Resultados do planejamento para simulação (8).

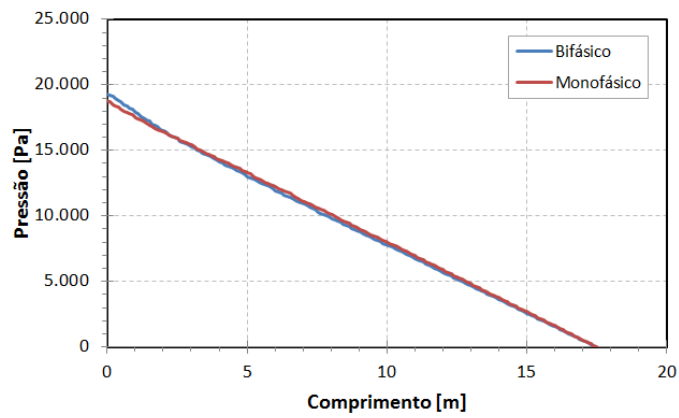
12,2 m/h; 60 rpm; 45,5 m³/h



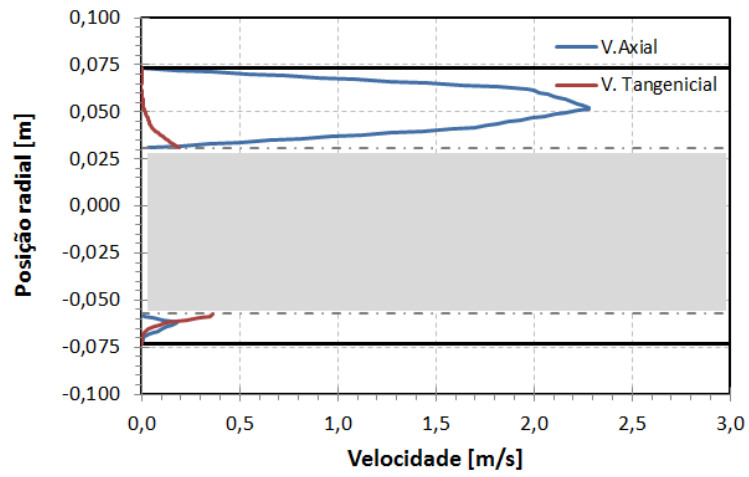
Apêndice_figura 41- Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 8



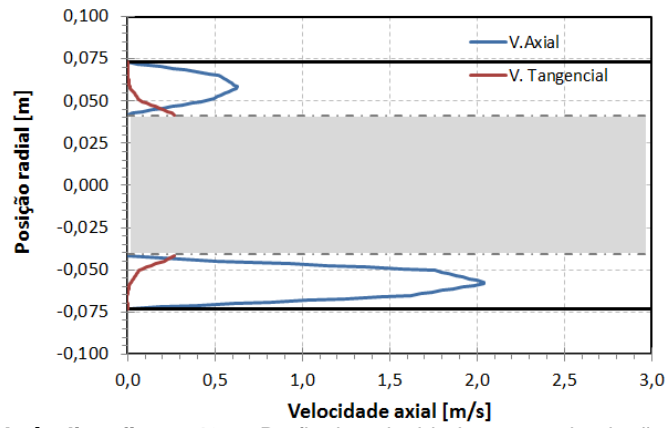
Apêndice_figura 42- Comprimento de entrada para a simulação 8



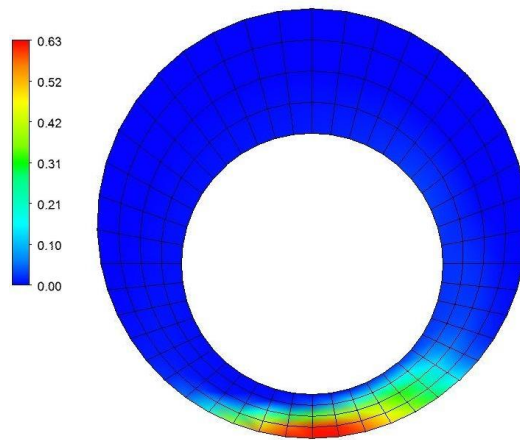
Apêndice_figura 43a – Queda de pressão para a simulação 8



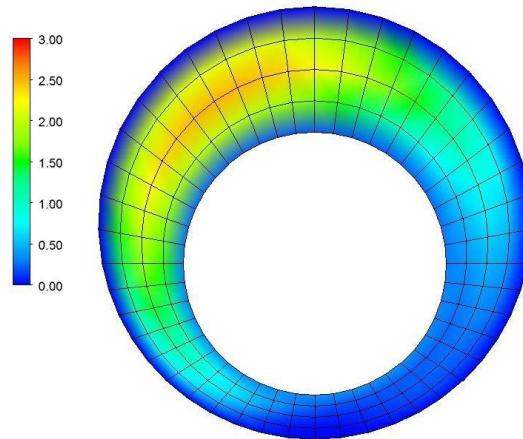
Apêndice_figura 43b – Perfis de velocidade para a simulação 8 na direção x



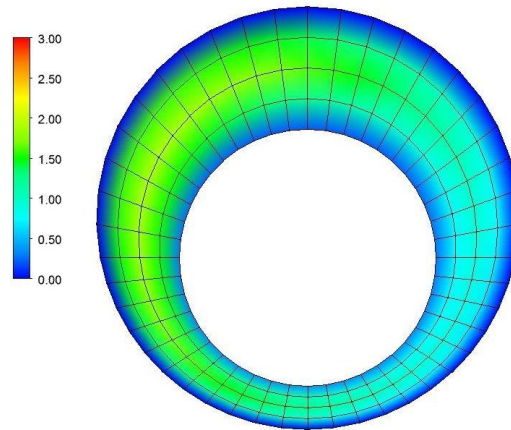
Apêndice_figura 43c – Perfis de velocidade para a simulação 8 na direção y



Apêndice_figura 44 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 8



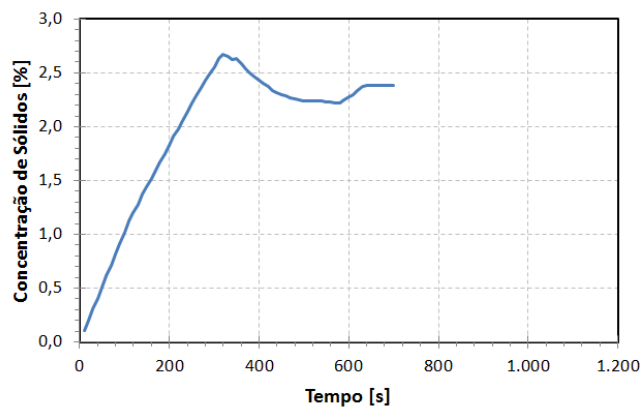
Apêndice_figura 45 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 8



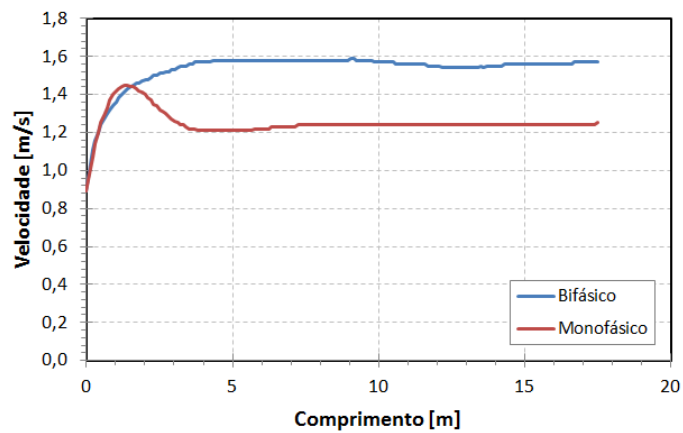
Apêndice_figura 46 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 8

Resultados do planejamento para simulação (9).

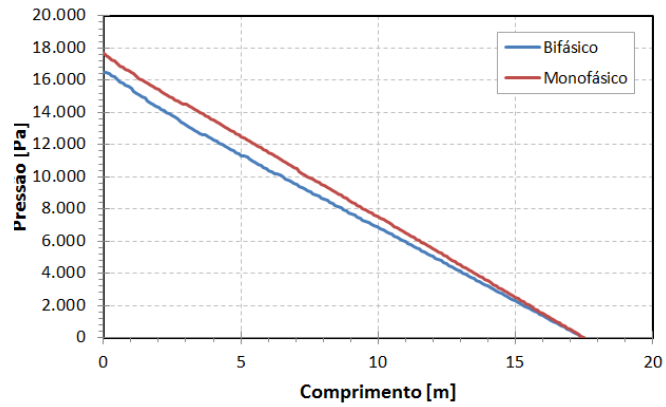
4,0 m/h; 40 rpm; 34,1 m³/h



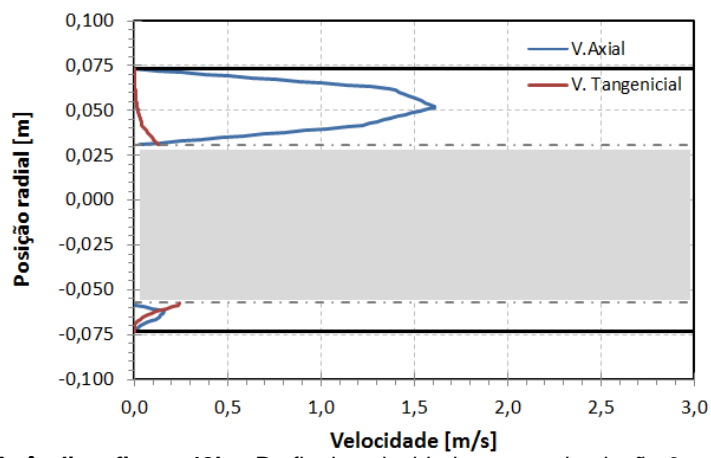
Apêndice_figura 47- Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 9



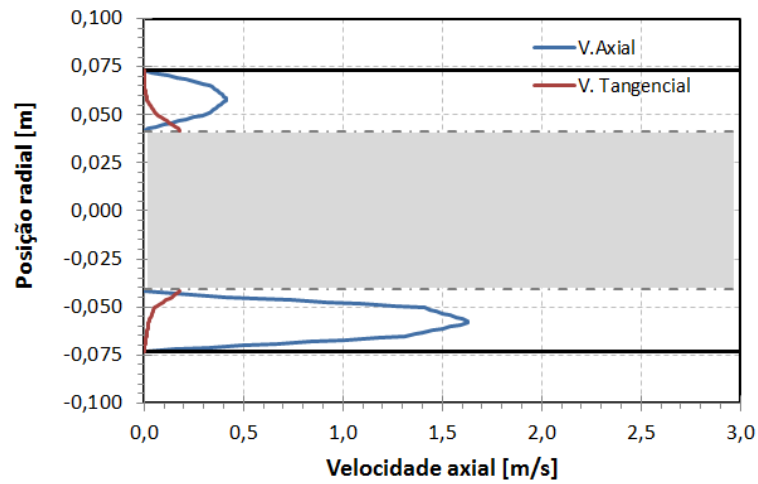
Apêndice_figura 48- Comprimento de entrada para a simulação 9



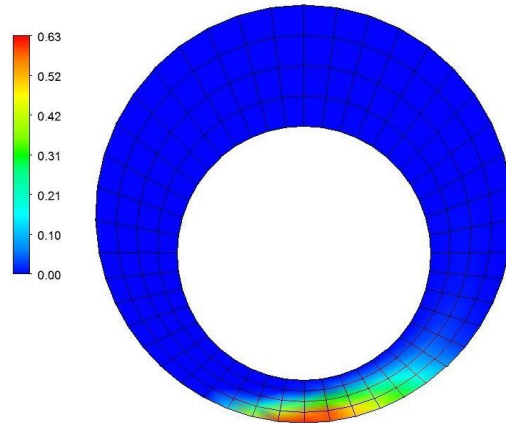
Apêndice_figura 49a – Queda de pressão para a simulação 9



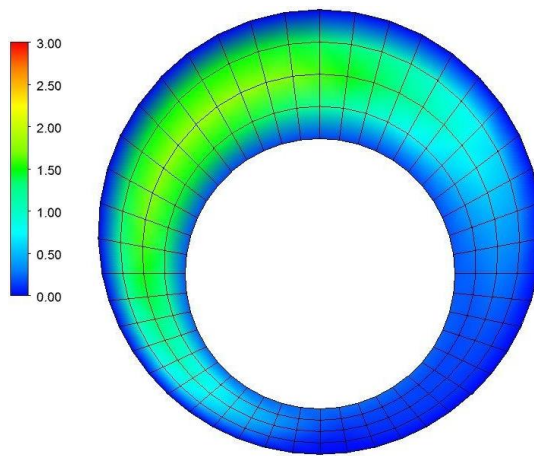
Apêndice_figura 49b – Perfis de velocidade para a simulação 9 na direção x



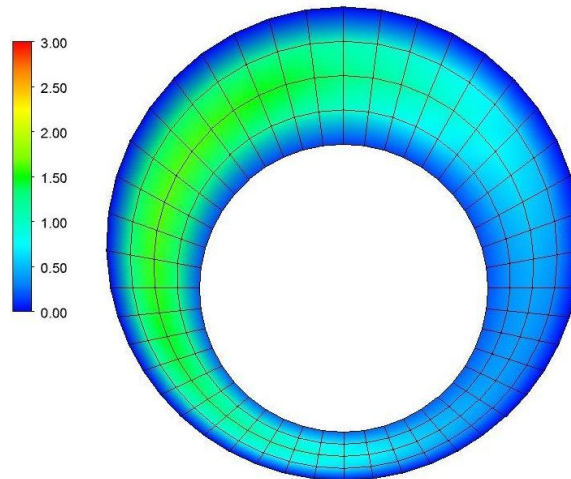
Apêndice_figura 49c – Perfis de velocidade para a simulação 9 na direção y



Apêndice_figura 50 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 9



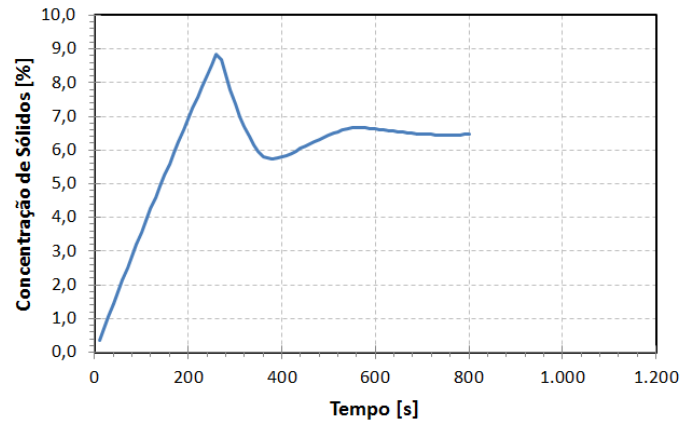
Apêndice_figura 51 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 9



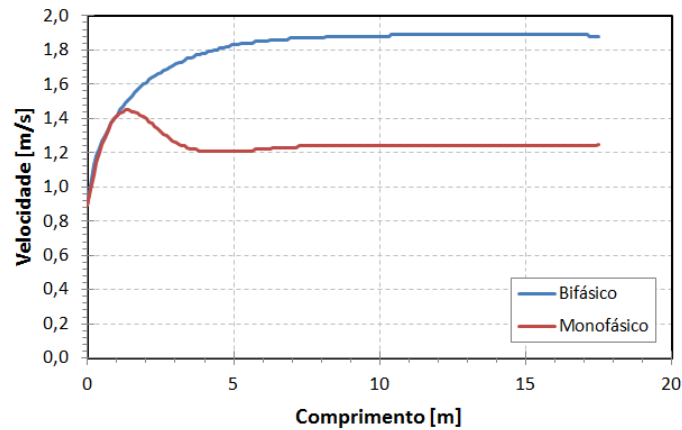
Apêndice_figura 52 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 9

Resultados do planejamento para simulação (10).

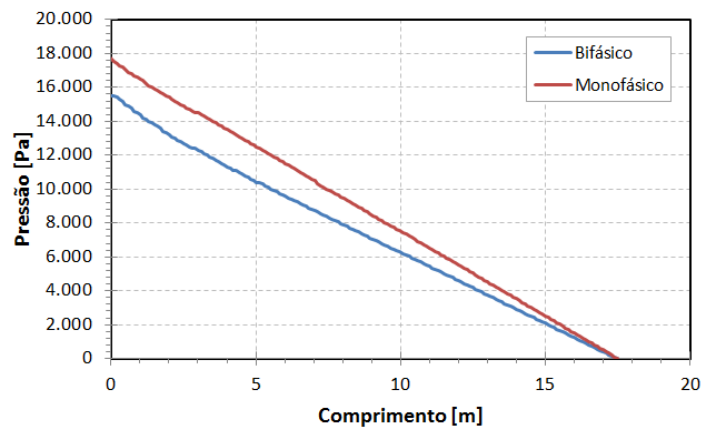
14,7 m/h; 40 rpm; 34,1 m³/h



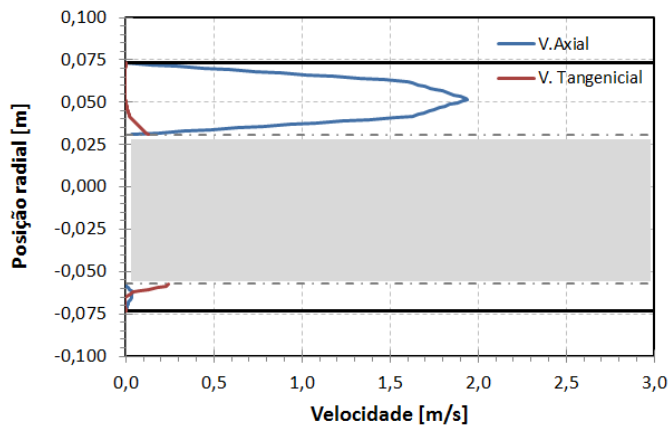
Apêndice_ figura 53- Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 10



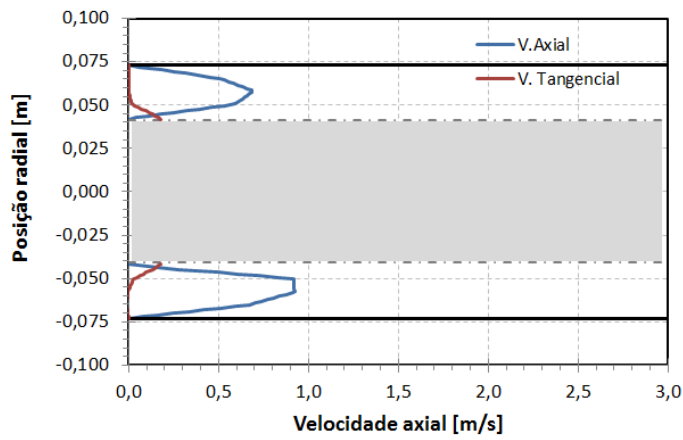
Apêndice_ figura 54- Comprimento de entrada para a simulação 10



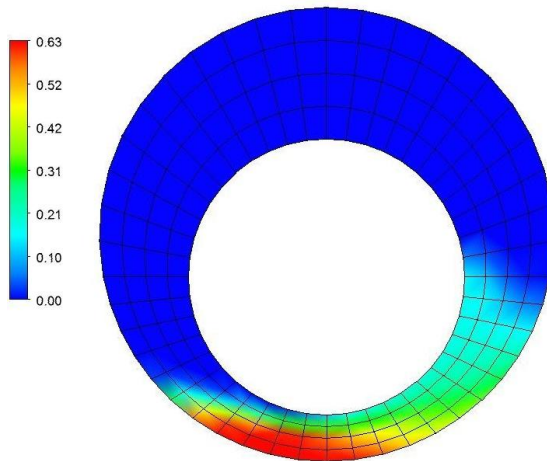
Apêndice_ figura 55a – Queda de pressão para a simulação 10



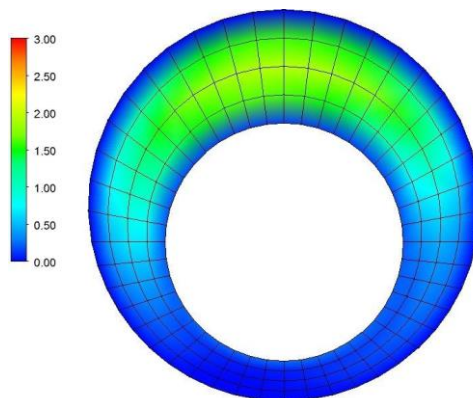
Apêndice_figura 55b – Perfis de velocidade para a simulação 10 na direção x



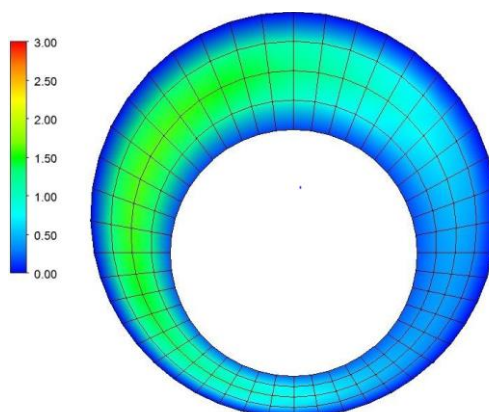
Apêndice_figura 55c – Perfis de velocidade para a simulação 10 na direção y



Apêndice_figura 56 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 10



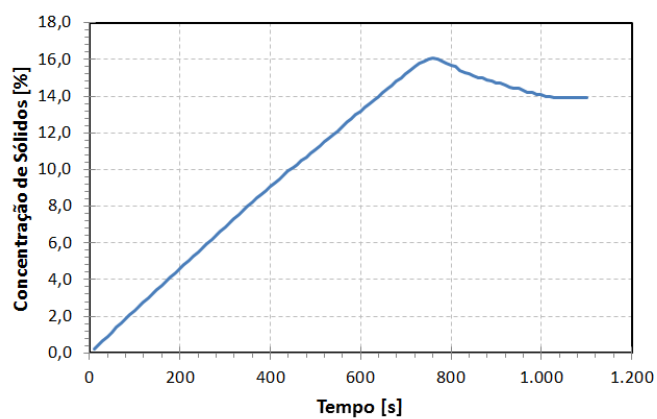
Apêndice_figura 57 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 10



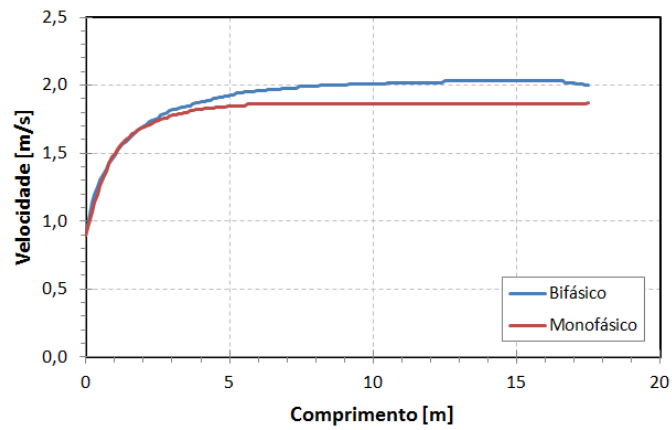
Apêndice_figura 58 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 10

Resultados do planejamento para simulação (11).

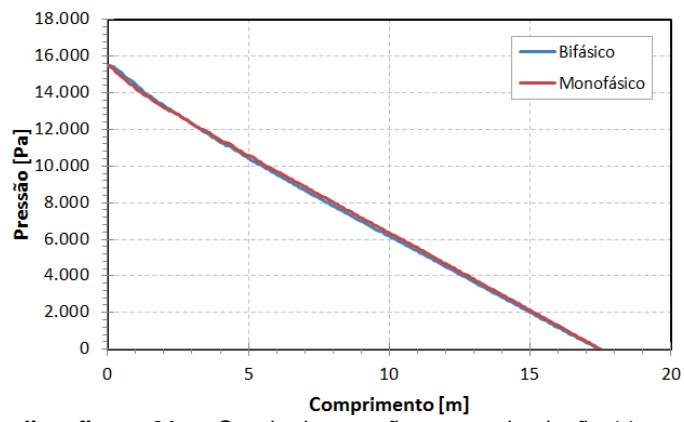
9,2 m/h; 6,4 rpm; 34,1 m³/h



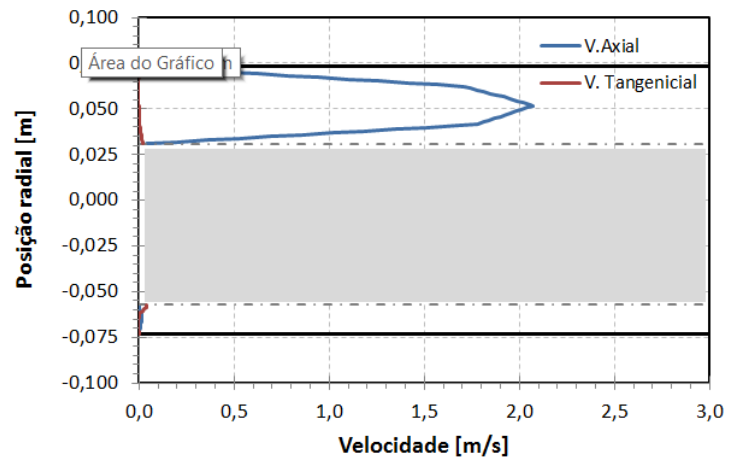
Apêndice_figura 59- Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 11



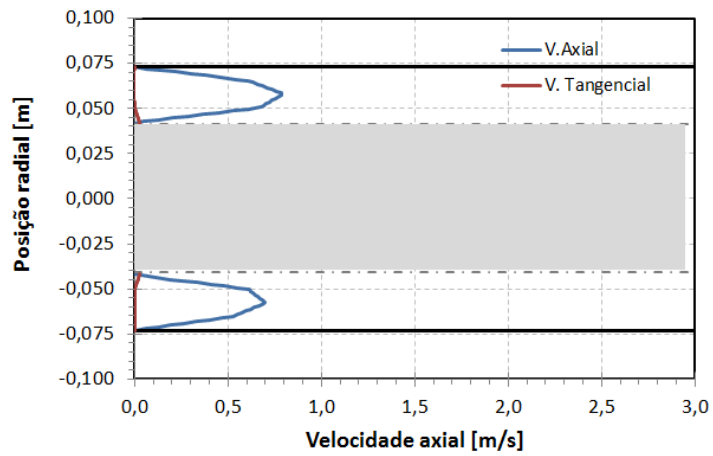
Apêndice_figura 60- Comprimento de entrada para a simulação 11



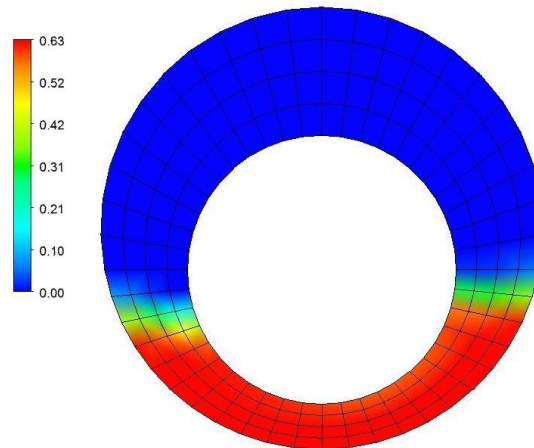
Apêndice_figura 61a – Queda de pressão para a simulação 11



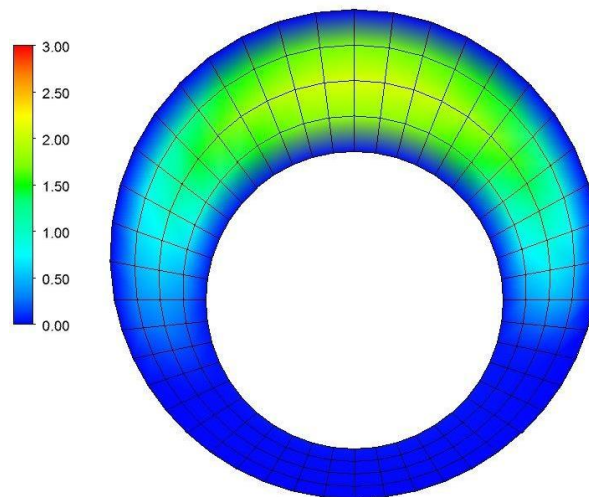
Apêndice_figura 61b – Perfis de velocidade para a simulação 11 na direção x



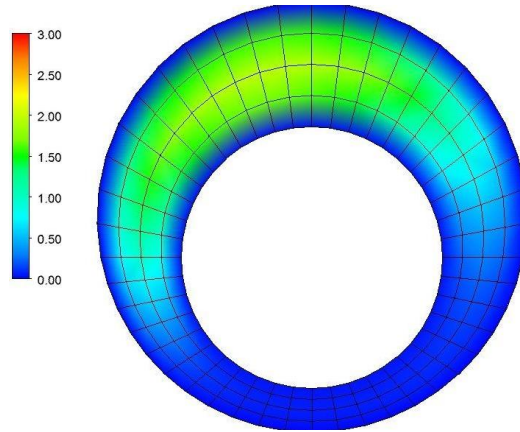
Apêndice_figura 61c – Perfis de velocidade para a simulação 11 na direção y



Apêndice_figura 62 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 11



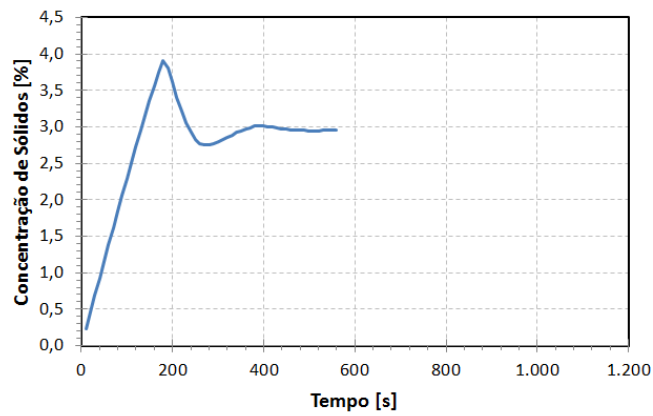
Apêndice_figura 63 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 11



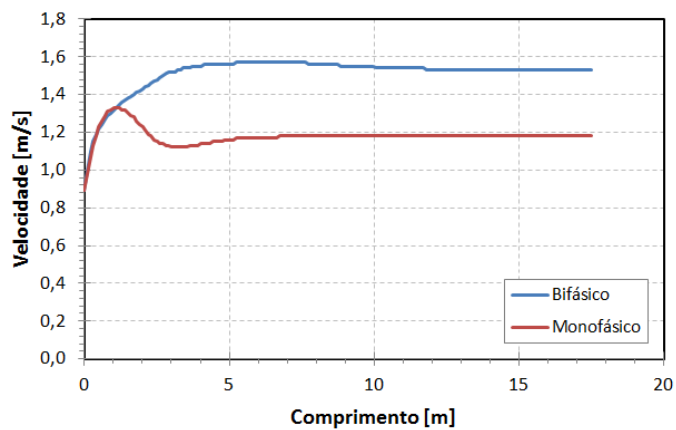
Apêndice_figura 64 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 11

Resultados do planejamento para simulação (12).

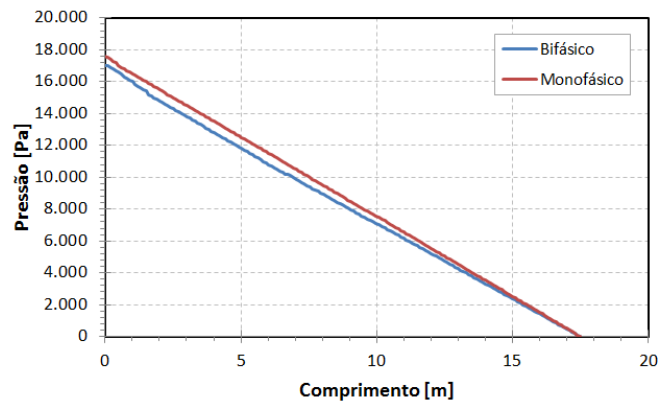
9,2 m/h; 73,6 rpm; 34,1 m³/h



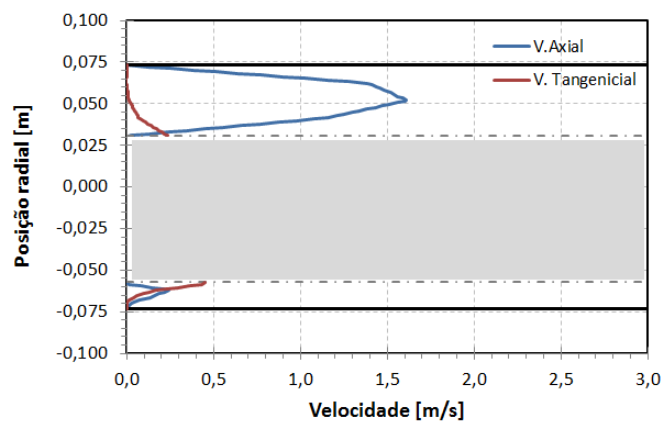
Apêndice_figura 65- Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 12



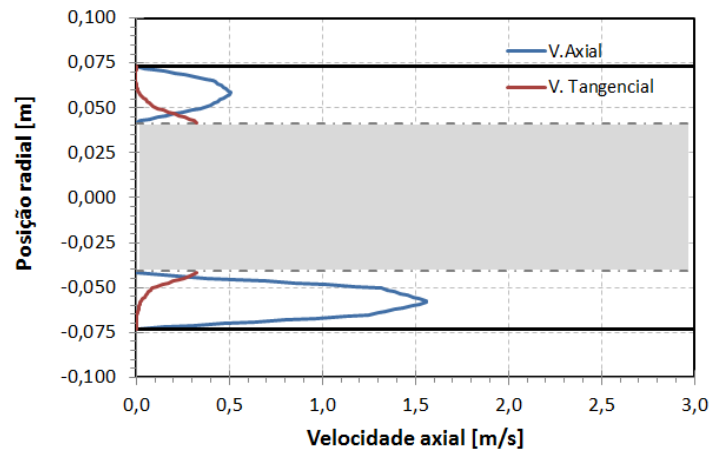
Apêndice_figura 66- Comprimento de entrada para a simulação 12



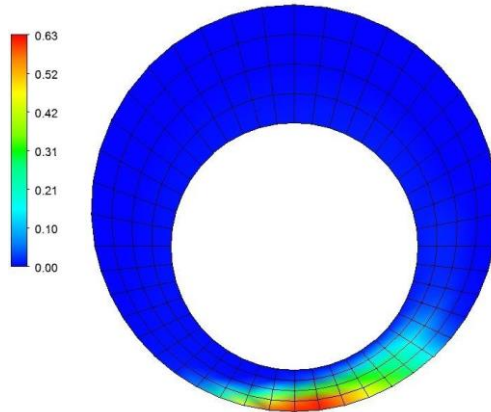
Apêndice_figura 67a – Queda de pressão para a simulação 12



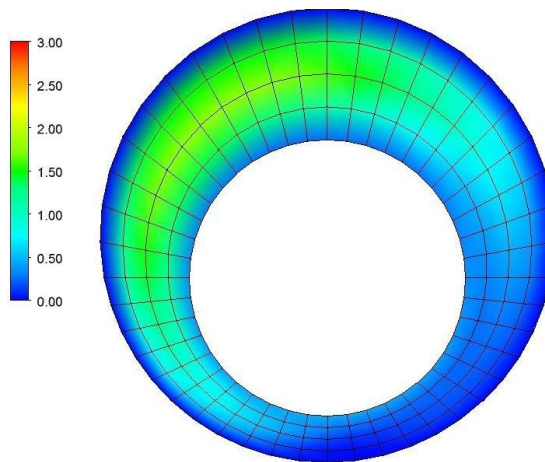
Apêndice_figura 67b – Perfis de velocidade para a simulação 12 na direção x



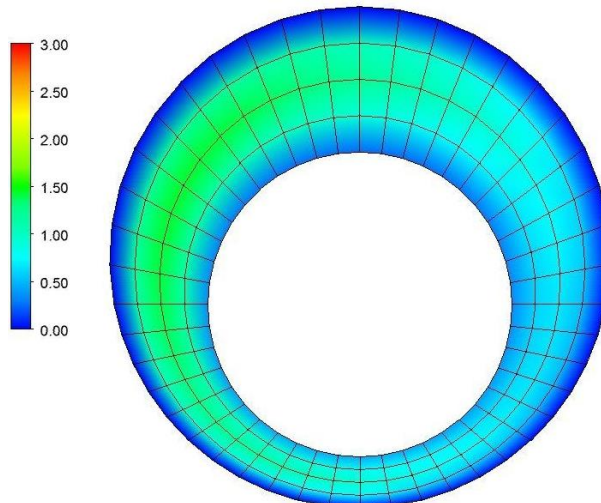
Apêndice_figura 67c – Perfis de velocidade para a simulação 12 na direção y



Apêndice_figura 68 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 12



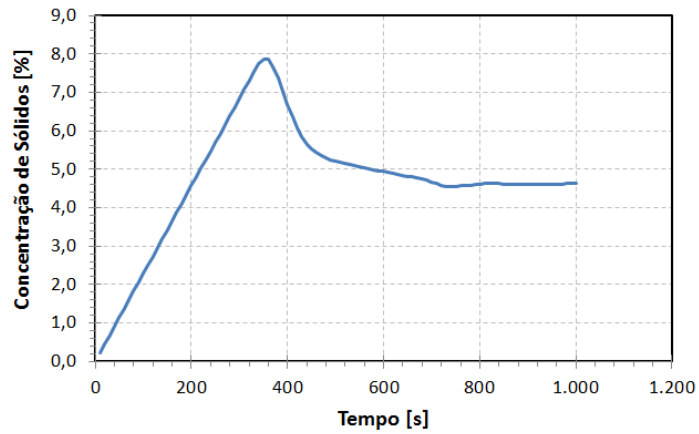
Apêndice_figura 69 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 12



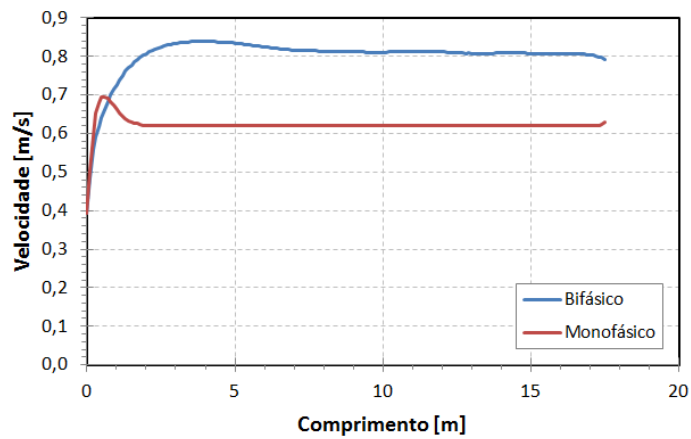
Apêndice_figura 70 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 12

Resultados do planejamento para simulação (13).

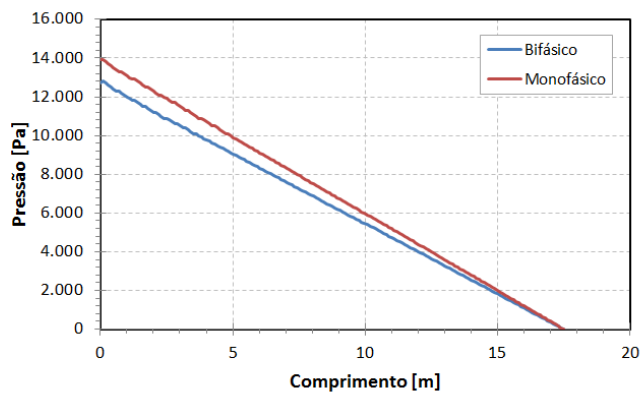
9,2 m/h; 40 rpm; 14,9 m³/h



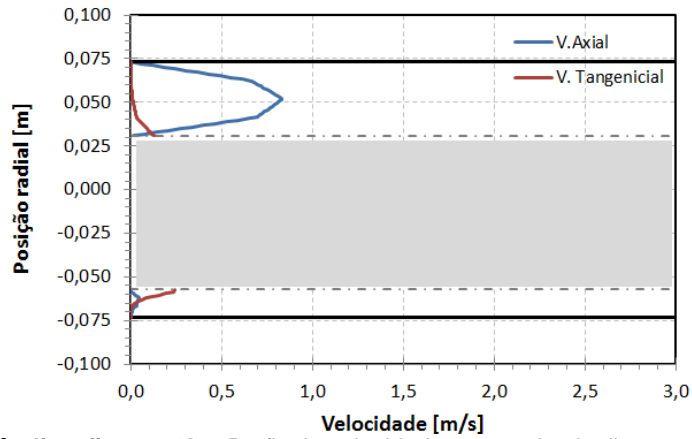
Apêndice Figura 71- Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 13



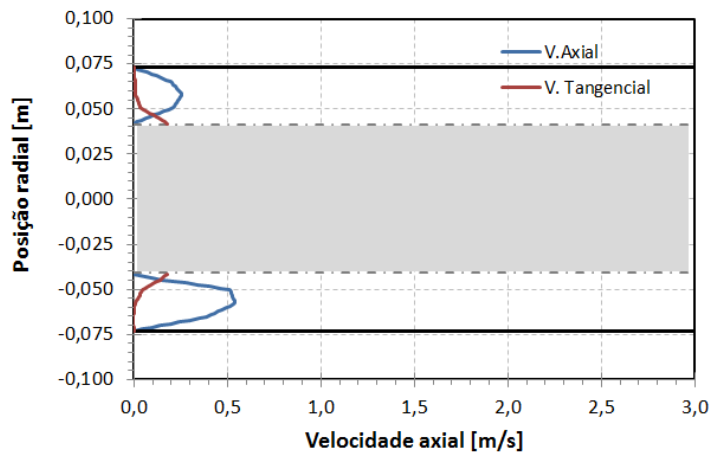
Apêndice Figura 72- Comprimento de entrada para a simulação 13



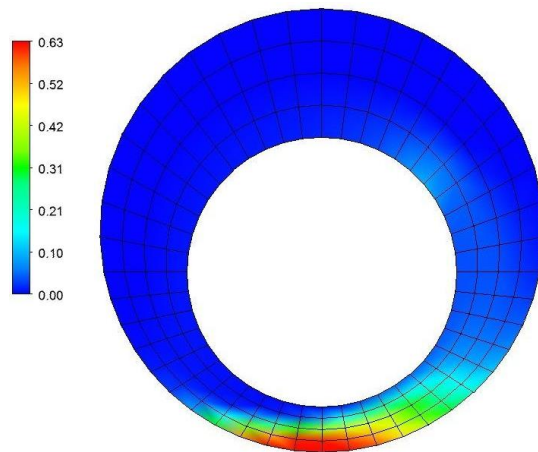
Apêndice Figura 73a – Queda de pressão para a simulação 13



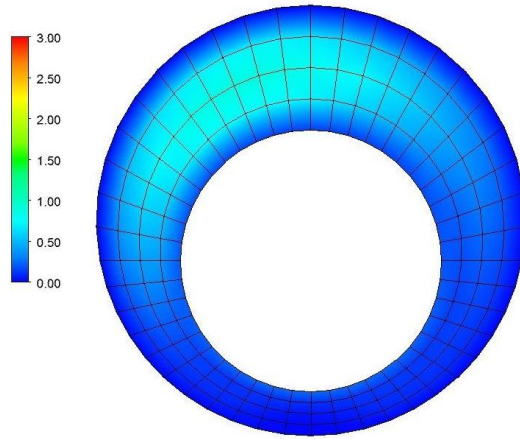
Apêndice_figura 73b – Perfis de velocidade para a simulação 13 na direção x



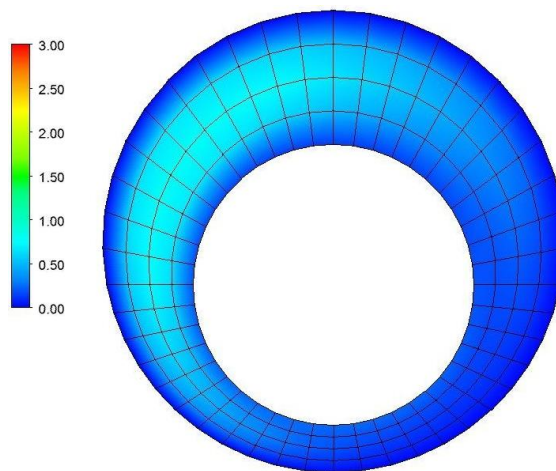
Apêndice_figura 73c – Perfis de velocidade para a simulação 13 na direção y



Apêndice_figura 74 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 13



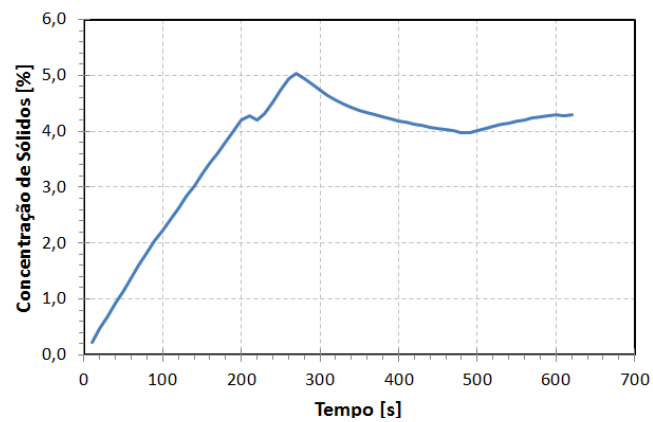
Apêndice_figura 75 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 13



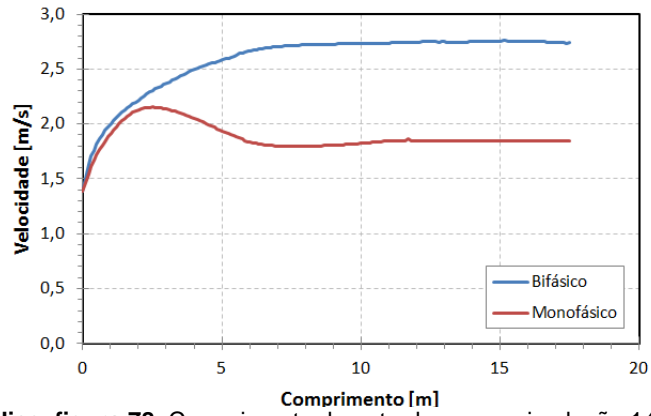
Apêndice_figura 76 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 13

Resultados do planejamento para simulação (14).

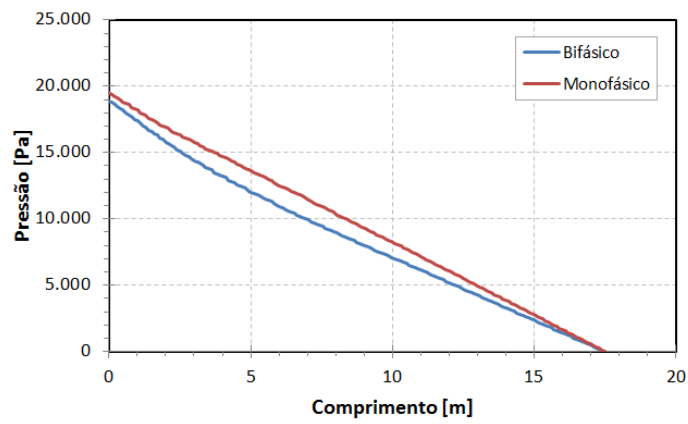
9,2 m/h; 40 rpm; 53,1 m³/h



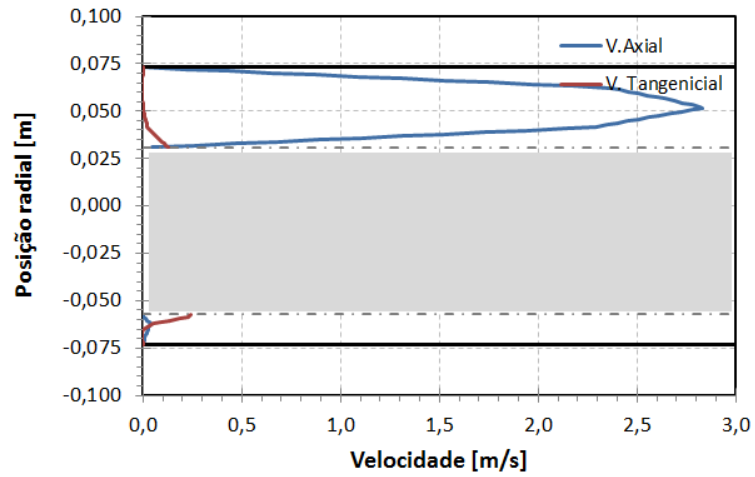
Apêndice_figura 77- Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 14



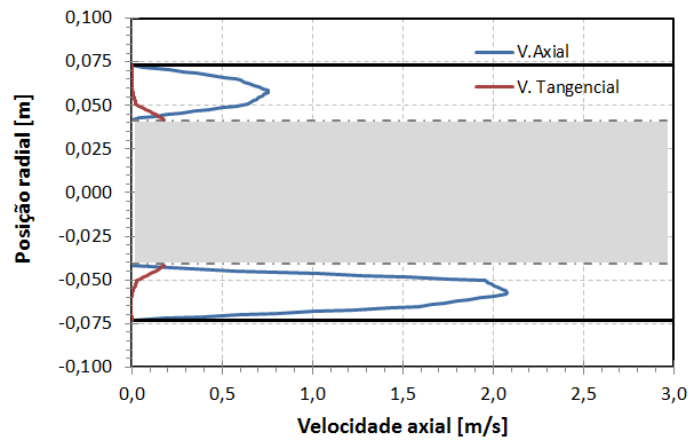
Apêndice figura 78- Comprimento de entrada para a simulação 14



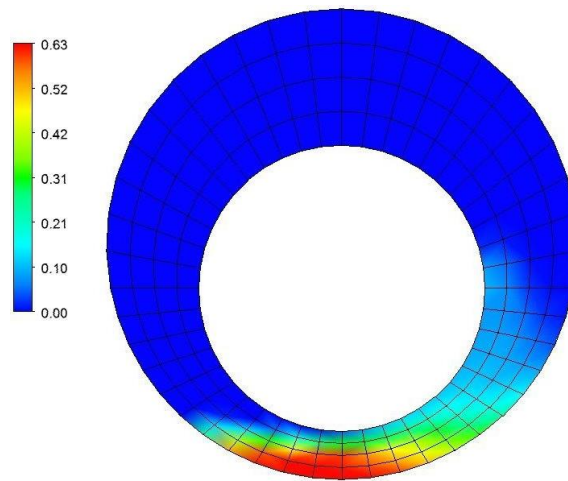
Apêndice figura 79a – Queda de pressão para a simulação 14



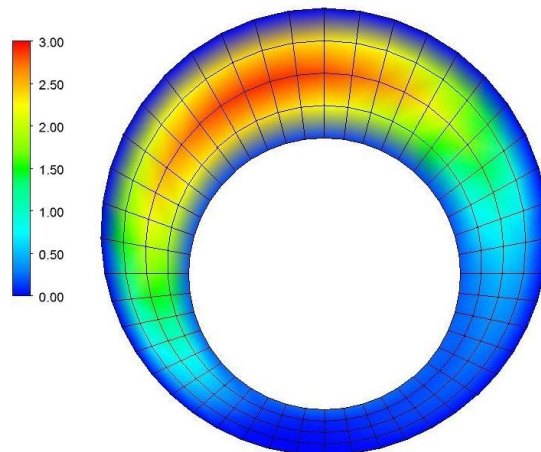
Apêndice figura 79b – Perfis de velocidade para a simulação 14 na direção x



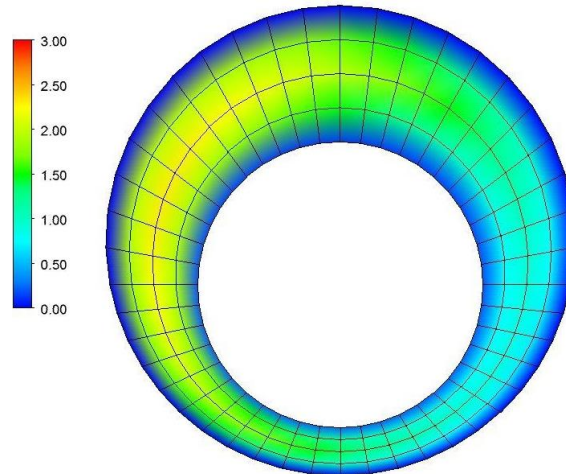
Apêndice_figura 79c – Perfis de velocidade para a simulação 14 na direção y



Apêndice_figura 80 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 14



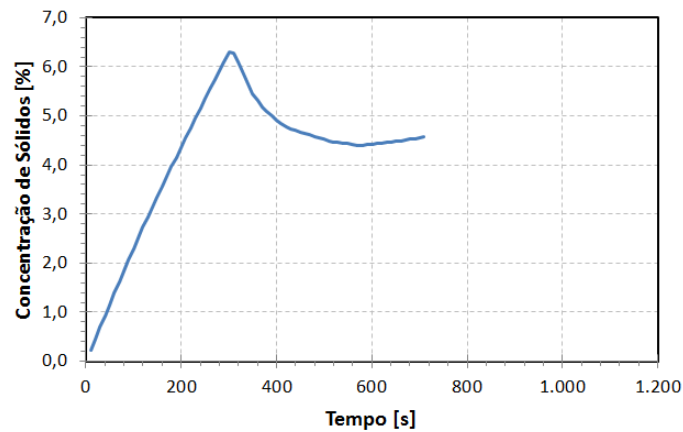
Apêndice_figura 81 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 14



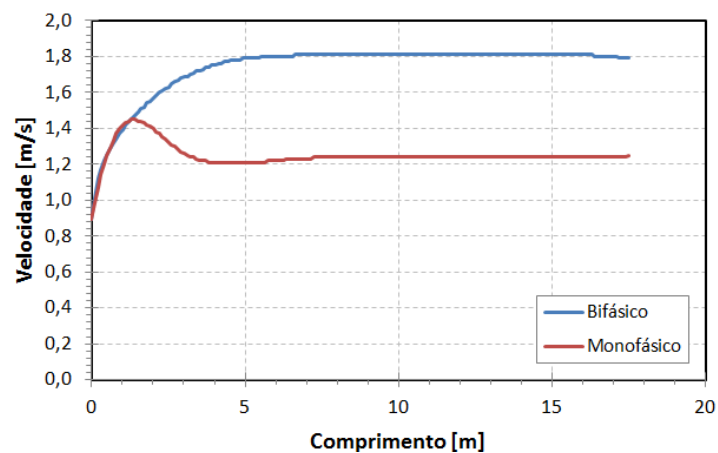
Apêndice_figura 82 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 14

Resultados do planejamento para simulação (15).

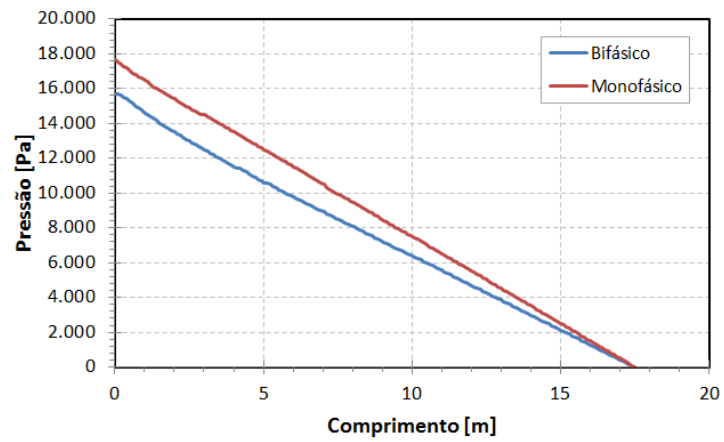
9,2 m/h; 40 rpm; 34,1 m³/h



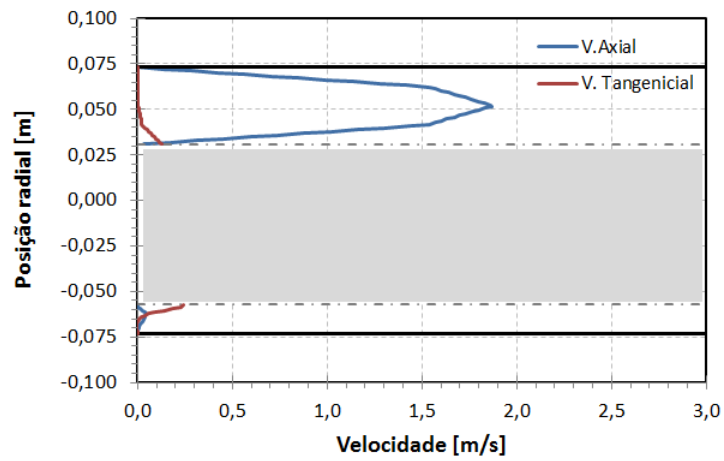
Apêndice_figura 83- Comportamento da concentração de cascalhos ao longo do tempo de simulação para a simulação 15



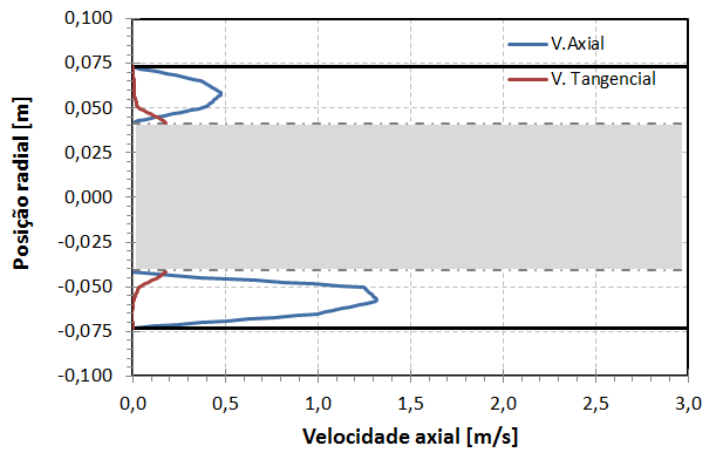
Apêndice_figura 84- Comprimento de entrada para a simulação 15



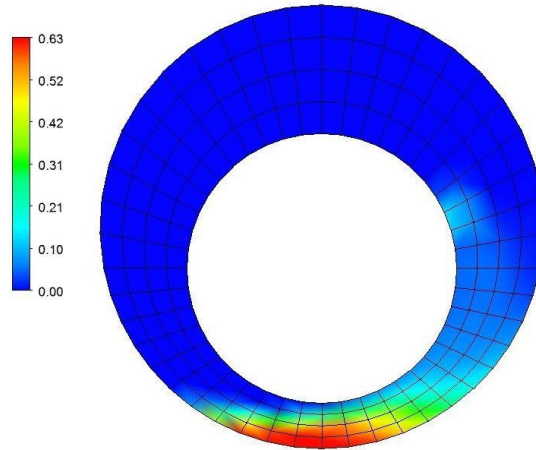
Apêndice_figura 85a – Queda de pressão para a simulação 15



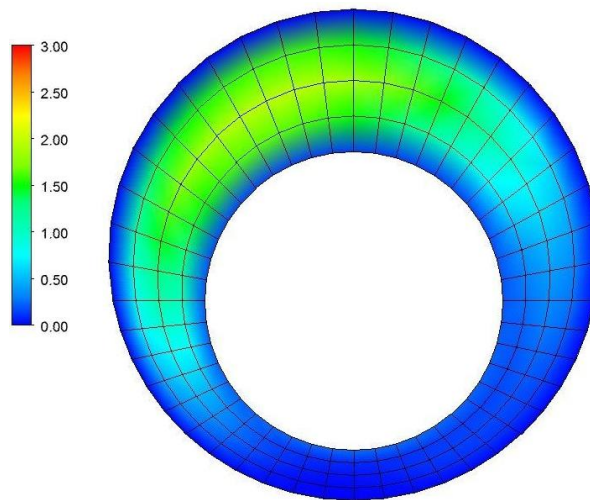
Apêndice_figura 85b – Perfis de velocidade para a simulação 15 na direção x



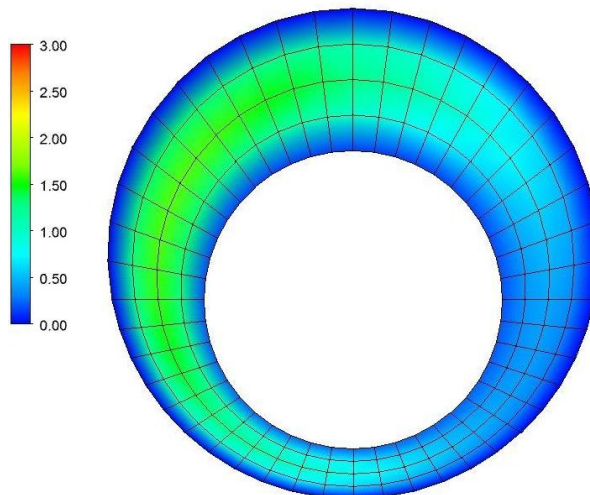
Apêndice_figura 85c– Perfis de velocidade para a simulação 15 na direção y



Apêndice_figura 86 – Contorno de concentração de cascalhos para a simulação 15



Apêndice_figura 87 – Contorno de velocidade bifásico para a simulação 15



Apêndice_figura 88 – Contorno de velocidade monofásico para a simulação 15