

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

RODRIGO SIMÕES MACIEL

**ESTUDO DA FLUIDODINÂMICA EM ELEMENTOS DE COMPLETAÇÃO DE
POÇOS PETROLÍFEROS ATRAVÉS DA TÉCNICA DE CFD**

SÃO MATEUS - ES

MAIO/2017

RODRIGO SIMÕES MACIEL

**ESTUDO DA FLUIDODINÂMICA EM ELEMENTOS DE COMPLETAÇÃO DE
POÇOS PETROLÍFEROS ATRAVÉS DA TÉCNICA DE CFD**

Dissertação de Mestrado apresentada ao
Programa de Pós-Graduação em Energia da
Universidade Federal do Espírito Santo, como
requisito para obtenção do grau de mestre em
energia

Orientador: Prof. Dr. Fábio de Assis Ressel
Pereira

SÃO MATEUS - ES

MAIO/2017

Dados Internacionais de Catalogação-na-publicação (CIP)
(Divisão de Biblioteca Setorial do CEUNES - BC, ES, Brasil)

M152e Maciel, Rodrigo Simões, 1990-
Estudo da fluidodinâmica em elementos de completção de
poços petrolíferos através da técnica de CFD / Rodrigo Simões
Maciel. – 2017.
117 f. : il.

Orientador: Fábio de Assis Ressel Pereira.
Dissertação (Mestrado em Energia) – Universidade Federal
do Espírito Santo, Centro Universitário Norte do Espírito Santo.

1. Exploração de petróleo. 2. CFD. 3. Planejamento
experimental. I. Pereira, Fábio de Assis Ressel. II. Universidade
Federal do Espírito Santo. Centro Universitário Norte do Espírito
Santo. III. Título.

CDU: 620.9

RODRIGO SIMÕES MACIEL

**ESTUDO DA FLUIDODINÂMICA EM ELEMENTOS DE
COMPLETAÇÃO DE POÇOS PETROLÍFEROS ATRAVÉS DA
TÉCNICA DE CFD**

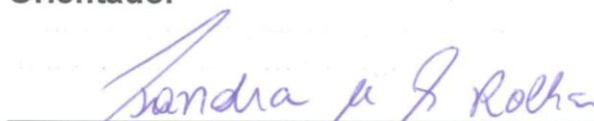
Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Energia da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Energia.

Aprovada em 31 de maio de 2017.

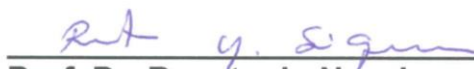
COMISSÃO EXAMINADORA



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



Prof.^a Dr.^a Sandra Mara Santana Rocha
Universidade Federal do Espírito Santo



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

DEDICATÓRIA

... à virgem Maria

... à minha família: Pedro, Maria Joséfa, Felipe, Alvaro e demais familiares

... à minha namorada Samyle Mansur

... a meus amigos

AGRADECIMENTOS

Dirijo meus sinceros agradecimentos: a meu Deus, pois tudo provém de sua graça; a minha Família, namorada e meus amigos pelo apoio e incentivo; a Felipe Simões e Samyle Mansur pelas revisões e sugestões no texto; aos servidores, professores e técnicos, ligado ao PPGEN; a meu orientador Fábio de Assis Pereira Ressel pelo suporte, disponibilidade, confiança e amizade; a Oldrich Joel Romero por disponibilizar o Laboratório de simulação numérica do curso de Engenharia do Petróleo UFES/Ceunes; a empresa Petrobras, especialmente na pessoa de Mauro Bloch, pelo fornecimento de dados necessários à realização deste estudo e a CAPES pelo suporte financeiro. A todos, meus profundos e sinceros agradecimentos.

EPÍGRAFE

"Aquele que é fiel nas coisas pequenas, será também fiel nas coisas grandes. E quem é injusto nas coisas pequenas, se-lo-á também nas grandes" *Lucas 16, 10.*

RESUMO

Com o aumento da demanda por hidrocarbonetos houve a necessidade de buscar este recurso em horizontes exploratórios cada vez mais complexos. O desafio de gerenciar a produção de forma inteligente e eficiente é inerente ao desenvolvimento de técnicas, procedimentos e ferramentas aplicáveis na exploração e produção de petróleo. Dentre estes desafios estão os problemas de garantia de escoamento, mais especificamente as incrustações salinas, como a deposição de calcita. Este sólido tende a precipitar devido o desequilíbrio na reação química: $Ca^{+2}_{(aq)} + 2HCO_3^{-}_{(aq)} \leftrightarrow CaCO_{3(s)} + H_2O + CO_{2(g)}$. Em suma, o decréscimo na pressão e as trocas térmicas inerentes ao escoamento nos elementos de completação facilitam a retirada do CO_2 da solução, favorecendo o deslocamento do equilíbrio químico para a precipitação do $CaCO_{3(s)}$. Em certas circunstâncias a calcita poderá depositar e obstruir, parcial ou completamente, o fluxo na produção. Através da técnica de simulação numérica computacional (CFD), planejamento experimental e análise estatística, busca-se analisar a fluidodinâmica do escoamento num dispositivo de teste de incrustação. Serão destacados, principalmente, algumas condições operacionais e geométricas que otimizam o funcionamento de tal ferramenta. Busca-se a mitigação da perda de pressão global na ferramenta e observar as relações destes fatores com o transporte dos cristais de carbonato de cálcio às suas superfícies internas. É primeiramente observado que o efeito da otimização das variáveis, operacionais e geométricas, são bastantes relevantes na diminuição da perda de pressão. Por exemplo, a diferença entre a queda de pressão global na ferramenta é de 24,52 atm, para os casos simulados que resultam em respectiva maior e menor perda de carga. De forma geral, a diminuição do diferencial de pressão está associada principalmente a: menores velocidades média na entrada do volume de controle, maior quantidade de conexões na região do TRIM, presença de chanfro na entrada desta região com inclinação entre 40° e 70°, e em última instancia a fluidos com menores viscosidades.

Palavras chaves: Produção de petróleo, CFD, planejamento experimental, análise estática.

ABSTRACT

Due to the hydrocarbons demand increase, it was necessary to seek this resource in increasingly complex exploration horizons. The challenge of managing production intelligently and efficiently is inherent in the development of techniques, procedures and tools applicable to oil exploration and production. Among these challenges is flow assurance, more specifically the saline incrustations problems, such as the calcite deposition. The calcite tends to precipitate due the imbalance in the following chemical reaction: $\text{Ca}^{+2}_{(aq)} + 2\text{HCO}_3^{-}_{(aq)} \leftrightarrow \text{CaCO}_{3(s)} + \text{H}_2\text{O} + \text{CO}_{2(g)}$. The pressure decrease and heat transfer inherent to the flow in the completion elements, facilitates the removal of CO_2 from the solution, allowing the shift of chemical equilibrium to the direction that favors the precipitation of $\text{CaCO}_{3(s)}$. Under certain circumstances, those solids may partially or completely blocks the production flow. Using computational fluid dynamic (CFD), design of experiments and statistical analysis, the fluid dynamic of an incrustation test device is analyzed. Initially, some operational and geometric conditions which optimizes the test device operation are detected, on the search of the best condition that minimize the global pressure's loss and the relationship between these factors with respect to the calcium carbonate crystals transportation to the internal surfaces. It was observed that the operational and geometrical variables optimization is very relevant to minimize pressure loss. For instance, a pressure difference of 24,52 atm occurs between the simulated cases that results in higher and lower pressure loss. In general, the pressure differential minimization is mainly associated with: lower average velocities at the entrance of the control volume, greater number of connections in the TRIM region, presence of chamfer at the entrance of this region with a slope between 40° and 70° and lower viscosity fluids.

Keywords: *Oil production, CFD, experimental design, static analysis.*

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	XII
LISTA DE TABELAS.....	XV
LISTA DE QUADROS	XVI
CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO.....	1
1.1. OBJETIVOS	2
CAPÍTULO 2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1. GARANTIA DE ESCOAMENTO E INCRUSTAÇÕES	4
2.2. INCRUSTAÇÕES INORGÂNICA E A PRODUÇÃO DE PETRÓLEO.....	6
2.2.1. LOCAIS FAVORÁVEIS À OCORRÊNCIA DE INCRUSTAÇÕES	8
2.2.2. INCRUSTAÇÃO DE CARBONATO DE CÁLCIO (CaCO ₃).....	11
2.2.3. ABORDAGEM QUÍMICA DA PRECIPITAÇÃO DE CARBONATO DE CÁLCIO	13
2.2.4. VARIÁVEIS QUE INFLUENCIAM A PRECIPITAÇÃO DO CaCO ₃	14
2.2.5. CONSIDERAÇÕES SOBRE A METODOLOGIA DE COSMO (2013).....	18
2.3. MODELAGEM DA FLUIDODINÂMICA.....	19
2.3.1. MODELAGEM DO ESCOAMENTO MULTIFÁSICO	20
2.3.2. MODELAGEM DA TURBULÊNCIA	23
2.3.3. TRATAMENTO DE PROXIMIDADE DE PAREDE.....	27
2.3.4. CONSIDERAÇÕES SOBRE A MODELAGEM DA DIFUSÃO TURBULENTA DE PARTÍCULAS.....	28
2.4. TÉCNICA PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL E ANÁLISE ESTATÍSTICA	28
2.4.1. PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTO E METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE RESPOSTA (RSM).....	30
2.4.2. PLANEJAMENTO BOX-BEHNKEN (DBB)	31
2.4.3. ANOVA	32
CAPÍTULO 3 – METODOLOGIA	34
3.1. DELINEAMENTO EXPERIMENTAL.....	34
3.2. MODELAGEM FÍSICA DO VOLUME DE CONTROLE	37

3.2.1. DETALHAMENTO DO VOLUME DE CONTROLE E DAS VARIÁVEIS GEOMÉTRICAS MODIFICADAS NO PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL.....	38
3.2.2. REPRESENTAÇÃO DAS REGIÕES DE FRONTEIRAS E DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO	41
3.3. MODELAGEM DA MALHA COMPUTACIONAL SOBRE O VOLUME DE CONTROLE E TESTE DE INDEPENDÊNCIA DE MALHA	43
3.4. CONDIÇÕES DE CONTORNO E PARÂMETROS FIXOS NAS SIMULAÇÕES	44
3.5. PÓS-PROCESSAMENTO E ANÁLISES DOS RESULTADOS	47
3.6. SIMULAÇÃO DA PRECIPITAÇÃO DO CARBONATO DE CÁLCIO	48
CAPÍTULO 4 - ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	50
4.1. TESTE DE INDEPENDÊNCIA DE MALHA	50
4.6. ANÁLISE DA CONVERGÊNCIA DA SOLUÇÃO PARA O CASO MONOFÁSICO	54
4.7. RESULTADOS DO DELINEAMENTO EXPERIMENTAL	56
4.7.3. ANÁLISE DOS CASOS EXTEMOS: EXP. 18 E EXP. 19	57
4.7.4. EFEITO DAS VARIÁVEIS ESTUDADAS NA REGIÃO DO TRIM.....	63
4.7.5. ANÁLISE ESTATÍSTICA	70
4.7.4. ANÁLISE DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA	75
4.8. SIMULAÇÃO DO TRANSPORTE DOS CRISTAIS DE CALCITA ÀS SUPERFÍCIES DE ADESÃO.....	81
CAPÍTULO 5 – CONCLUSÕES.....	88
5.1. PRINCIPAIS CONCLUSÕES	88
5.2. SUGETÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	89
CAPÍTULO 6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	91
APÊNDICE I – PARÂMETROS FIXOS PARA OBTENÇÃO DAS MALHAS COMPUTACIONAIS (TABELA 4) SOFTWARE ANSYS MESH® 15.0.....	98
APÊNDICE II – COORDENADAS DOS PONTOS UTILIZADOS PARA PÓS PROCESSAMENTO.	99

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Representação do sistema de produção <i>offshore</i> de petróleo.....	5
Figura 2. Locais passíveis de incrustação em sistemas de elevação.	9
Figura 3. Relação entre a pressão e a tendência de incrustação de CaCO_3 num poço de petróleo típico.	11
Figura 4. Diferentes formas de Carbonato de cálcio.	12
Figura 5. Esquema de aplicação do modelo de fase discreta.....	22
Figura 6. a - Delineamento <i>Box-Behnken</i> de três fatores, obtido pelo Software R 3.3.2, e b - representação espacial do delineamento <i>Box-Behnken</i>	32
Figura 7. Projeto simplificado do dispositivo para teste de incrustação, a seta laranja indica a direção do fluxo.	37
Figura 8. Detalhamento do volume de controle.	38
Figura 9. Detalhamento da geometria e da região do TRIM.	39
Figura 10. Representação dos parâmetros geométricos NUM_TRIM (igual 8) e ANG_CH_TRIM (igual a 30°), cujo delineamento é apresentado na Tabela 3.	40
Figura 11. Plano ($X=0$; Y, Z), pontos de 1 a 23 ($X=0$; Y, Z), Linha 1 (P7 e P23) e Linha 2 (P6 e P7).	40
Figura 12. Representação das regiões de fronteiras e das condições de contorno.	42
Figura 13. Representação das fronteiras internas do volume de controle.	42
Figura 14. Perfis de pressão definidos no segmento de reta, Linha 2 (Figura 11), na região do TRIM.	52
Figura 15. Perfis de velocidade definidos no segmento de reta, Linha 2 (Figura 11), na região do TRIM.	52
Figura 16. Representação da Malha 3.	53
Figura 17. Perfis de pressão do Exp. 18 na Linha 2 (Figura 11) para três tempos de simulação.	55
Figura 18. Perfis de velocidade do Exp. 18 na Linha 2 (Figura 11) para três tempos de simulação.	55
Figura 19. Perfis de pressão na Linha 1 para o Exp. 18 e 19 (Tabela 3), onde a região do TRIM localiza-se entre 0,09 a 0,1 m.	59
Figura 20. Perfis de pressão na Linha 2 para o Exp. 18 e 19 (Tabela 3).	59

Figura 21. Visão localizada do perfil de velocidade, para o Exp. 18, no Plano 1, definido na Figura 11.....	60
Figura 22. Visão localizada do perfil de velocidade, para o Exp. 19, no Plano 1, definido na Figura 11.Fonte: O autor.	60
Figura 23. Representação das linhas de correntes e detalhamento do campo de velocidade no volume de controle.	61
Figura 24. Campo vetorial da velocidade representado na superfície TUB_INT_S3.....	62
Figura 25. Recapitulação da localização do segmento de reta definido como Linha 2 no Plano 1.	63
Figura 26. Perfis de pressão no segmento de reta, Linha 2, para os experimentos 1 e 2 (Tabela 6).....	64
Figura 27. Perfis de velocidade no segmento de reta, Linha 2, para os experimentos 1 e 2 (Tabela 6).....	65
Figura 28. Perfis de pressão na Linha 2 para os experimentos 21 e 22 (Tabela 6).	66
Figura 29. Perfis de velocidade na Linha 2 para os experimentos 21 e 22 (Tabela 6).....	66
Figura 30. Perfis de pressão na Linha 2 para os experimentos 7 e 8 (Tabela 6).	67
Figura 31. Perfis de velocidade na Linha 2 para os experimentos 7 e 8 (Tabela 6).....	68
Figura 32. Perfis de pressão na Linha 2 para os experimentos 21 e 23 (Tabela 6).	69
Figura 33. Perfis de velocidade na Linha 2 para os experimentos 21 e 23 (Tabela 6).....	69
Figura 34. Gráfico quantis-quantis (<i>q-q plot</i>) da distribuição dos resíduos padronizados, para o modelo de ajuste de segunda ordem e os resultados experimentais (Tabela 6).	72
Figura 35. Diagrama de Pareto dos valores absolutos dos índices (Tabela 8), considerando a porcentagem acumulativa dos efeitos padronizados e seu limite de 80%, com respeito ao princípio de Pareto (linha tracejada em verde).....	74
Figura 36. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis velocidade e NUM_TRIM, com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtido pelo <i>software R</i>	77
Figura 37. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis velocidade e ANG_CH_TRIM, com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtido pelo <i>software R</i>	77
Figura 38. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis velocidade e viscosidade com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtidos pelo <i>software R</i>	78

Figura 39. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis NUM_TRIM e ANG_CH_TRIM com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtidos pelo <i>software R</i>	79
Figura 40. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis NUM_TRIM e viscosidade com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtidos pelo <i>software R</i>	80
Figura 41. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis ANG_CH_TRIM e viscosidade com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtidos pelo <i>software R</i>	80
Figura 42. Representação da acumulação de partículas por unidade de área na região do TRIM e do TUB_INT_S1 (Figura 12), em um tempo de simulado de 21 s.....	84
Figura 43. Representação da acumulação de partículas por unidade de área na região TUB_INT_S2, TUB_INT_S3 e TUB_INT_S4 (Figura 12), em um tempo de simulado de 21 s.	85
Figura 44. Massa de calcita (em kg) depositada nas superfícies, no tempo 21,5 s, para os experimentos 18 e 19 definidos na Tabela 3.	87

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Concentração iônicas num poço em duas datas distintas.	7
Tabela 2. Precipitação de calcita da solução aquosa (em mmol/L).	19
Tabela 3. Matriz do planejamento <i>Box-Behnken</i> para variáveis codificadas e variáveis nominais.	36
Tabela 4. Parâmetros variáveis para obtenção de diferentes graus de refinamento nas malhas, medido pelo número de elemento da malha.	43
Tabela 5. Análise da taxa de crescimento da pressão média na Linha 2.	51
Tabela 6. Resultados das simulações para a variável diferencial de pressão.	57
Tabela 7. Tabela ANOVA da resposta ΔP (Tabela 6), considerando a codificação para significância: 0 '***'; 0,001 '**'; 0,01 '*'; 0,05 '.' e 0,1 ' '.	71
Tabela 8. Avaliação do modelo de ajuste da variável ΔP (Tabela 6). Comportamento geral do ajuste: erro padrão residual de 0,7352; R^2 múltiplo de 0,9931; R^2 ajustado de 0,9856; estatística F de 133,2 e p-valor: 1,119E-11. Codificação para significância para cada coeficiente: 0 '***'; 0,001 '**'; 0,01 '*'; 0,05 '.' e 0,1 ' '.	73
Tabela 9. Massa de calcita (em kg) depositada nas superfícies, no tempo 21,5 s, para os experimentos 18 e 19 definidos na Tabela 3.	87
Tabela 10. Coordenadas cartesianas dos pontos descritos na Figura 11.	99

LISTA DE QUADROS

Quadro 1. Comportamento do índice de saturação e da razão de saturação.	8
Quadro 2. Aplicação dos princípios de <i>Le Chantelier</i> para compreensão dos efeitos das variáveis que podem influenciar na precipitação de $\text{CaCO}_{3(s)}$	14
Quadro 3. Condições de contorno, parâmetros e modelos adotados nas simulações.	46
Quadro 4. Parâmetros de obtenção das malhas pelo Softwares ANSYS Mesh® 15.0.	98

LISTA DE SIMBOLOS

SIGLAS:

CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i> (Dinâmica dos Fluidos Computacional)
DOE	<i>Design of Experiment</i> (Planejamento experimental)
DPM	<i>Discrete Phase Model</i> (Modelo de fase discreta)
DNS	<i>Direct Numeric Simulation</i> (Simulação numérica direta)
RSM	<i>Response Surface Methodology</i> (Metodologia de superfície resposta)

SUBSCRITOS:

<i>aq</i>	fase aquosa
<i>D</i>	arraste
<i>g</i>	fase gasosa
<i>i</i>	contador
<i>j</i>	contador
<i>k</i>	contador
<i>l</i>	fase líquida
<i>s</i>	fase sólido

SÍMBULOS:

<i>t</i>	tempo, (s)
<i>K</i>	energia cinética turbulenta, (m^2/s^3)
<i>g</i>	aceleração da gravidade, (m/s^2)
<i>k</i>	número de fatores do planejamento experimental
<i>SR</i>	razão de saturação
<i>SI</i>	índice de saturação
<i>p</i>	pressão manométrica, (atm)
<i>T</i>	temperatura, ($^{\circ}C$)
<i>S</i>	termo fonte
<i>m</i>	massa, (kg)
<i>x</i>	variáveis dependentes do polinômios aproximador
<i>M_{TT}</i>	massa total de calcita precipitada, (kg/dia)

X_{TT}	fação molar, (mmol/L)
Q	vazão volumétrica, (m ³ /dia)
C_D	coeficiente de arraste, (-)
y	variável resposta
d_p	diâmetro equivalente de partícula, (m)
Re	Número de Reynolds, (-)
∇	gradiente
β	coeficientes de regressão
λ	caminho médio de uma molecular livre
ρ	massa específica do fluido
μ	viscosidade molecular
σ	energia livre superficial
ε	taxa de dissipação da energia cinética, (m ² /s ³)
G_k	taxa de geração de energia cinética turbulenta devido a média do gradiente de velocidade, (m ² /s ³)
G_b	taxa geração de energia cinética turbulenta devido a flutuabilidade, (m ² /s ³)
\bar{u}	velocidade, (m/s)
d	diâmetro, (m)
\uparrow	aumento
\downarrow	diminuição
$\bar{\tau}$	tensor de tensões
τ_w	tensão de cisalhamento na fronteira do escoamento
\vec{F}	força por unidade de massa, (N/kg)
\bar{u}_i	parte média da velocidade, (m/s)
u'_i	flutuação de velocidade, (m/s)
μ_a	viscosidade aparente, (Pa.s)
μ_e	viscosidade equivalente, (Pa.s)
μ_t	viscosidade turbulenta, (Pa.s)

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO

Decorrente da importância fundamental da energia para a humanidade, um novo desafio da atualidade é seu uso eficiente. A eficiência energética, dentre outros pontos, estuda a otimização de equipamentos e processos no sentido da economia do recurso energético. Busca-se a economia de energia (elétrica, de pressão, térmica, etc.), tempo, recurso humanos, custos monetários, etc., além de maior eficiência em termos da realização do trabalho.

Tendo em vista que a produção de petróleo e gás natural ainda é majoritária na matriz energética do Brasil, representando cerca de 37,3% da oferta interna bruta de energia em 2015 (EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA, 2016). Torna-se natural a discussão sobre eficiência energética no contexto da indústria do petróleo, mais especificamente no que tange a otimização da eficiência operacional de equipamentos utilizados na produção. Visto que tais melhorias correspondem a um ganho para a empresa produtora e conseqüentemente para o consumidor final.

Um fato relativamente recente na indústria brasileira do petróleo é a descoberta das reservas localizadas na região do Pré-Sal. Segundo Riccomini, Sant, Tassinari (2012), estes reservatórios estão trapeados por uma camada de sal, e são constituídos principalmente de carbonato de cálcio. Em decorrência desta descoberta surge um novo cenário de exploração e produção de petróleo, bem como uma gama de novos desafios a serem enfrentados e vencidos. Principalmente, desafios que tangem a área de logística e às novas tecnologias que garantam as operações de maneira econômica, segura e eficaz. Um problema inerente a este cenário de exploração está associado à garantia de escoamento, ou seja, garantir a ocorrência do escoamento minimizando o máximo possível as perdas associadas.

No contexto da elevação do petróleo, o fluxo de fluido no interior dos tubos e nos elementos de completação, sofre influência das variações de pressão e trocas térmicas decorrente da perda de energia do fluido associada ao escoamento e à variação do gradiente geotérmico. Além disto, ocorre que este fluxo é multifásico, podendo ser constituído pelas fases: petróleo, água, gases e sólidos. A água de produção pode transportar em solução íons de cálcio, magnésio e potássio, dentre outros, do reservatório para o sistema de produção. Estes constituintes iônicos, a depender das condições físicas e químicas do meio, precipitam-se da

solução aquosa e formam depósitos incrustantes nos elementos mecânicos utilizados para viabilizar a produção.

A precipitação de carbonato de cálcio, $\text{CaCO}_{3(s)}$, figura como um exemplo de incrustação inorgânica, sendo governada pelo equilíbrio químico: $\text{Ca}^{+2}_{(aq)} + 2\text{HCO}_3^{-}_{(aq)} \leftrightarrow \text{CaCO}_{3(s)} + \text{H}_2\text{O} + \text{CO}_{2(g)}$. Em suma, o decréscimo na pressão e as trocas térmicas inerentes ao escoamento nos elementos de completação facilitam a retirada do CO_2 da solução aquosa¹, favorecendo o deslocamento do equilíbrio químico no sentido da precipitação do $\text{CaCO}_{3(s)}$. Em certas circunstâncias este sólido poderá depositar e obstruir, parcial ou completamente, o fluxo na produção. Mudanças nas condições de equilíbrio químico podem ocorrer de forma gradual, correlacionada às perdas de carga distribuída, ou de forma localizada. Desta forma, elementos de tubulações como restrições de diâmetro ou curvaturas na coluna de produção podem representar um fator de indução nos processos que resultam na incrustação inorgânica.

O primeiro passo no sentido da modelagem e simulação da incrustação inorgânica em elementos de completação é entender a fluidodinâmica do escoamento monofásico, principalmente no que tange às perdas térmicas e de pressão em tais elementos. Cosmo (2013) justifica esta demanda concluindo que a precipitação da calcita está diretamente associada às variações de pressão e temperatura decorrente do escoamento nos elementos de produção de petróleo.

1.1. OBJETIVOS

Geral:

- Compreender as características gerais do escoamento nos poços de petróleo, bem como nos elementos de completação², para subsidiar o estudo do fenômeno de incrustação carbonática.

¹ O constituinte CO_2 é comumente encontrado nos fluidos produzidos no Pré-Sal brasileiro (COSMO, 2013).

² De acordo com Gomes (2014), entende-se por completação a fase da exploração do petróleo em que se instala no ambiente de poço os equipamentos necessários para viabilizar a produção dos fluidos de forma controlada, podendo permitir a instalação de eventuais equipamentos de monitoração. A completação também é realizada em poços de observação e injeção.

Específicos:

- Estudar a fluidodinâmica do escoamento em um elemento de completção protótipo;
- Correlacionar os resultados do estudo da fluidodinâmica, no referido elemento de completção, com o fenômeno de incrustação de carbonato de cálcio;
- Avaliar os efeitos da vazão volumétrica de produção, da viscosidade do fluido produzido e de variáveis geométricas do volume de controle de forma a otimizar a perda de pressão decorrente do escoamento;
- Verificar a aplicabilidade da metodologia de fluidodinâmica computacional (CFD), planejamento experimental e análise estatística para simular e otimizar as condições operacionais e geométricas de tais equipamentos.

CAPÍTULO 2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo apresentam-se conteúdos referenciais extraídos da literatura sobre garantia de escoamento e a formações de depósitos incrustantes inorgânicos, bem como estudos sobre locais favoráveis à sua ocorrência. Será apresentado a incrustação de carbonato de cálcio do ponto de vista físico-químico e as variáveis que influenciam na sua precipitação e subsequente deposição. A partir deste ponto apresenta-se a modelagem matemática e as técnicas de: planejamento experimental, análise estatística e dinâmica de fluidos computacionais (CFD) que darão suporte à metodologia utilizada.

2.1. GARANTIA DE ESCOAMENTO E INCRUSTAÇÕES

Em virtude do aumento na complexidade da exploração, produção e escoamento do petróleo, principalmente devido a necessidade da busca deste recurso em águas profundas e ultra profundas, garantir a eficiência do escoamento torna-se uma necessidade. Desta forma, a minimização das perdas de carga está intimamente relacionada com a variável custo operacional e assim, atua na determinação da viabilidade econômica da produção.

De acordo com Jacobsen (2012), a garantia de escoamento é um termo relativamente novo utilizado na indústria do petróleo e gás. Refere-se a garantir, do ponto de vista técnico e econômico, o fluxo de hidrocarbonetos do reservatório ao ponto de comércio. Esta área de estudo tem ganhado espaço devido as metodologias tradicionais serem inapropriadas para ambiente de produção de petróleo em águas profundas e ultra profundas. As grandes distâncias da costa, as grandes profundidades do reservatório e baixas temperaturas tornam o problema desafiador, principalmente na ótica tecnológica. O termo garantia de escoamento foi utilizado primeiramente pela companhia brasileira Petrobras por volta do ano 1990, naquela época esta empresa começou a enfrentar novos desafios operacionais oriundo da exploração de petróleo em ambiente de água cada vez mais profundas. Este termo é autoexplicativo pois retrata uma necessidade inerente da produção de petróleo com eficiência, sendo assim, com um menor custo de produção.

A depender das condições de produção, o processo de escoamento de petróleo do reservatório às instalações de superfície possui um grau de complexidade bastante elevado. Nestas condições de escoamento, o fluido está sujeito às mudanças repentinas ou graduais nas

propriedades físico-químicas. Estas mudanças são decorrentes das trocas energéticas resultantes do fluxo e estão associadas às condições favoráveis à deposição de sólidos de origem orgânica ou inorgânica nas fronteiras físicas do sistema de escoamento. A formação destes depósitos pode acarretar uma completa obstrução do escoamento devido à diminuição, ou ainda uma completa obstrução, da área aberta ao fluxo. Observa-se na Figura 1 um esquema que representa a complexidade do sistema de produção de petróleo *offshore*³. Tal complexidade agrava os problemas de incrustação, podendo ocorrer então nas regiões do: reservatório, poço, sistema submarino, *risers* e das instalações de superfícies.

Figura 1. Representação do sistema de produção *offshore* de petróleo.



Fonte: Diariodopresal (2016).

De forma geral os depósitos sólidos associados a problemas de garantia de escoamento de petróleo podem ser constituídos de N-parafinas, compostos de asfaltenos, hidratos e compostos inorgânicos que se precipitam da corrente fluida, depositam-se e aderem-se às fronteiras físicas dos elementos de completção. Sucintamente, estas variedades de compostos sólidos diferem em suas composições, nos mecanismos de precipitação e deposição, nas

³ Termo que corresponde a regiões marítimas.

condições físico-químicas para o aparecimento dos sólidos e nas formas de mitigação e combate do problema.

2.2. INCRUSTAÇÕES INORGÂNICA E A PRODUÇÃO DE PETRÓLEO

Muitos são os fatores e os mecanismos particulares relativos à formação do depósito incrustante. Para Mackay (2007), a incrustação inorgânica na indústria do petróleo é um assunto associado à garantia de escoamento naturalmente correlato à produção ou a presença de água no sistema de escoamento. O potencial de formação de incrustação é determinado por dois principais grupos de fatores:

- Temperatura, pressão e a composição química da salmoura;
- Vazão volumétrica da salmoura supersaturada.

A água de formação, em decorrência do escoamento do reservatório até as instalações de superfície é submetida a um gradiente de pressão e temperatura, além de diversas configurações de regime de escoamentos (laminar a turbulento). Inerente a este fluxo ocorre variações de pressão e temperatura até condições termodinâmicas inferiores ao ponto de bolha, onde uma fração do gás dissolvido se separa. Consequentemente, ocorre o deslocamento do equilíbrio químico, acarretando na precipitação dos sais presentes nesta salmoura supersaturada (MARQUES e outros, 2001). Conforme Nergaad e outros (2010), quando parâmetros como temperatura, pressão, concentração ou o pH variam, modifica-se o equilíbrio químico e o sistema é forçado a um estado em que os íons em solução são precipitados em forma de sólidos. Em outras palavras, as mudanças nas propriedades termodinâmicas induzidas pelo escoamento, força o desequilíbrio no sistema, deste modo, para que haja um novo estado de equilíbrio ocorre a precipitação dos cristais sólidos.

Nergaad e outros (2010) definem água de formação como aquela naturalmente presente em estado de equilíbrio no reservatório. Acredita-se que, em um estado inicial, antes do aparecimento do hidrocarboneto, o reservatório está completamente saturado com água. Esta água possui uma alta taxa de constituintes iônicos, variando entre três a cinco por cento da massa fluida. Sua composição salina geralmente muda de acordo com o reservatório, contudo, os constituintes usualmente encontrados na água de formação são: Na^+ , Ca^{2+} , K^+ , Mg^{2+} , Fe^{2+} ,

Cl^- , SO_4^{2-} e HCO_3^- . Estes constituintes iônicos podem precipitar e originar depósitos incrustantes que prejudicam a produtividade do poço.

Apresenta-se na Tabela 1 uma comparação entre análises químicas de amostras de água retiradas de um poço no Oeste do Texas, em um intervalo de tempo de dez anos. Observa-se o aumento das concentrações iônicas dos sais dissolvidos nas amostras de água neste intervalo. Em concomitância a este aumento, figura o aumento no índice de saturação (SI). Desta forma, a probabilidade de formação da incrustação neste período de tempo está diretamente associada ao incremento da concentração iônica dos sais em solução.

Tabela 1. Concentração iônicas num poço em duas datas distintas.

Íon	30 de setembro de 1992	30 de outubro de 2002
Cl	18500	41000
HCO₃	317	2957
SO₄	450	289
Na	9793	20000
Mg	243	941
Ca	1800	4806
pH	6,5	6,1
SI	1,36	2,38

Fonte: Adaptado de Smith e outros (2004).

O índice de saturação (*SI – saturation index*) é definido pela seguinte relação:

$$IS = \log(\text{Razão_de_Saturação}) \quad (01)$$

Cosmo (2013) descreve detalhadamente o termo “Razão de Saturação” o *Saturation Ratio (SR)*. No Quadro 1 são apresentados estes dois indicadores com respeito à tendência de precipitação do incrustante inorgânico, de forma geral, a ocorrência da precipitação inorgânica é condicionada a *SR* maior que uma unidade. Ou seja, a solução está supersaturada com constituinte iônico a ser precipitado.

Quadro 1. Comportamento do índice de saturação e da razão de saturação.

Indicador	Possibilidades	Comportamento
<i>IS</i>	$IS < 0$	potencial de dissolução dos depósitos preexistentes
	$IS = 0$	sem potencial de dissolução e sem potencial de deposição
	$IS > 0$	potencial de precipitação de depósitos sólidos
<i>SR</i>	$SR < 1$	solução insaturada (todo o sal dissolvido)
	$SR = 1$	solução saturada (o máximo possível de sal dissolvido)
	$SR > 1$	solução supersaturada (solução passível de precipitação)

Fonte: Baseado em Cosmo (2013) & Graham e outros (2013).

De acordo com Graham e outros (2013), o intervalo de *SR* entre 1 e 5 corresponde a uma região metastável ou de transição para a tendência de formação dos núcleos cristalinos.

Em condições hidrodinâmicas adequadas, os sólidos presentes na corrente fluida também podem ser precipitados nas superfícies internas do sistema. A presença de sítios de nucleação, o regime de escoamento e a rugosidade superficial estão entre os parâmetros que governam a formação destas incrustações. Marques e outros (2001) complementam que fenômenos e mecanismos similares podem ocorrer para fase oleosa, permitindo a precipitação de constituintes orgânicos. Finalmente, para que haja efetivamente a formação do depósito incrustante, demanda-se certas condições fluidodinâmicas que permitem o transporte dos sólidos cristalinos até a superfície onde efetivamente poderá ocorrer a adesão de tais cristais. Em suma, os mecanismos de transporte cristalino são associados principalmente: a dispersão cisalhante, ao transporte turbulento, à difusão *browniana*, a ação da força gravitacional (COLLINS, 2002).

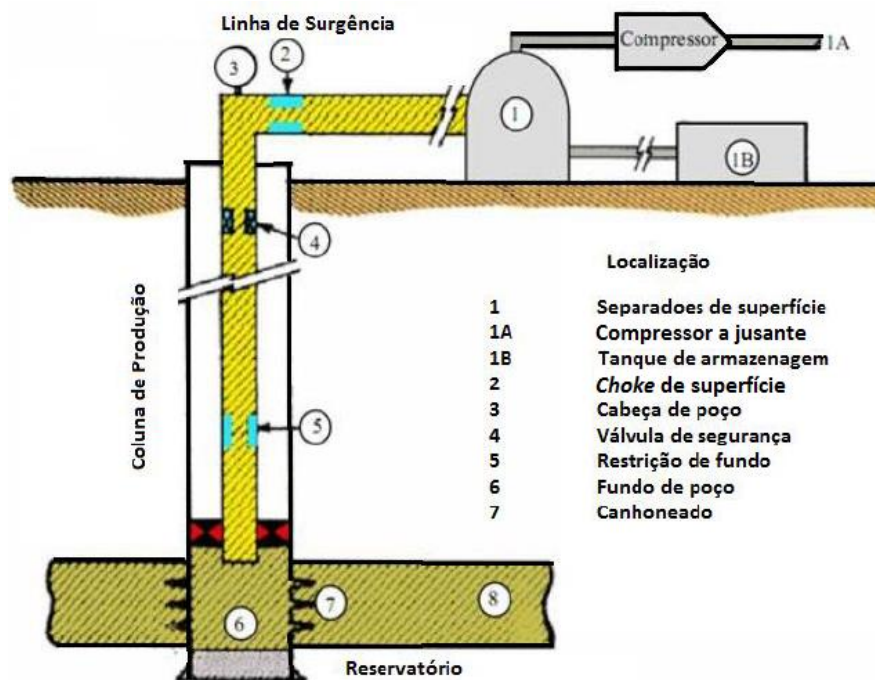
2.2.1. Locais favoráveis à ocorrência de incrustações

A formação dos depósitos inorgânicos pode ocorrer em diversas localizações nos ambientes de produção de petróleo. Estes depósitos são encontrados no reservatório, nos

canhoneados⁴, nos equipamentos de completação (*gravel packing*⁵, coluna de produção, elementos de controle de fluxo, etc.), no sistema submarino⁶, nos equipamentos de superfície (caldeiras, compressores, tubulações, válvulas, bombas, compressores, trocadores de calor, separadores), dentre outros locais (COSMO, 2013).

Na Figura 2 apresentam-se esquematicamente alguns destes locais favoráveis à deposição de incrustações em um sistema de produção de petróleo *onshore* (em terra).

Figura 2. Locais passíveis de incrustação em sistemas de elevação.



Fonte: Villela (2004).

Em Smith e outros (2004), relata-se que a formação de incrustação não está limitada somente a poços de produção de petróleo, mas também àqueles destinados à produção de gás natural ou de injeção. A presença de incrustações nestes ambientes é associada ao aumento dos custos devido a falhas em equipamentos ou decorrentes de gastos com manutenções, além da perda na produção relacionada às restrições ao fluxo.

⁴ Abertura, geralmente realizada por explosão no revestimento, ligando o interior do poço à formação de onde os fluidos são escoados.

⁵ Filtro granular instalado no fundo do poço, projetado para prevenir a produção de areia.

⁶ Equipamentos de produção de petróleo instalados em regiões marítimas e submersas.

Nas palavras de Marques e outros (2001) as incrustações inorgânicas comumente encontradas em sistemas de produção de petróleo em águas profundas na Bacia de Campos são os sulfatos de cálcio, bário e estrôncio. Em alguns casos pode ocorrer a incrustação de halita (cloreto de sódio). Já as incrustações de carbonato de cálcio ocorrem em locais mais raros onde as condições físico-químicas, bem como as características do reservatório, permitam sua precipitação.

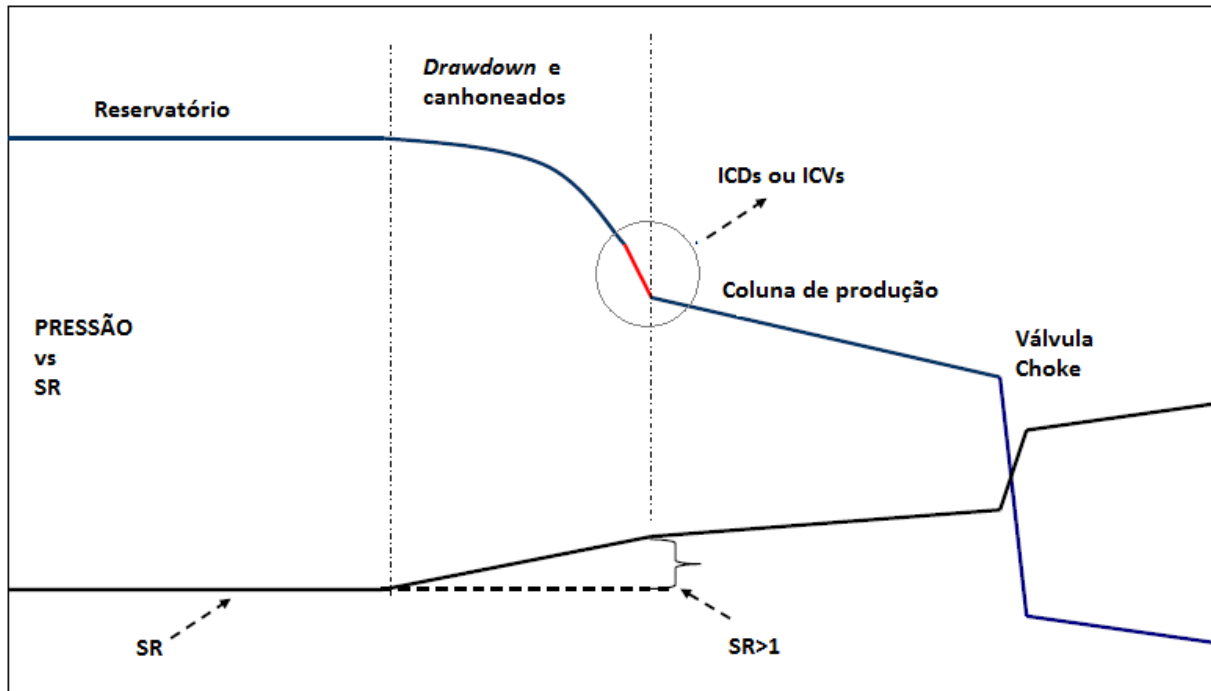
A utilização de ferramentas de completação mais sofisticadas como as válvulas de controle de influxo (ICVs), *sliding sleeves valves* (válvulas de luvas deslizantes) e dispositivos de controle de influxo (ICDs) para contenção de areia, está associado ao aumento no cisalhamento do fluido. Em condições supersaturadas ($SR > 1$) a perda de carga, inerente ao cisalhamento fluido, aumenta a tendência de precipitação de incrustantes inorgânicos (COSMO, 2013). Nas palavras de Graham e outros (2013), o impacto da incrustação nas proximidades do ICVs e ICDs corresponde a um grande impacto na produtividade do poço.

Na Figura 3 pode-se observar a relação entre a precipitação de carbonato de cálcio e a pressão no sistema de produção, em suma, ocorre uma tendência inversa entre estas duas quantidades. Quanto maior a inclinação negativa da reta tangente à curva de pressão, maior a inclinação positiva do gráfico linear que representa a razão de saturação SR . Observa-se também o efeito dos elementos de completação ICVs e ICDs e suas contribuições no *drawdown* (diferencial de pressão entre o reservatório nas proximidades do poço e o interior do poço, região imediatamente após os canhoneados). Segundo Gustavsen e outros (2010), nestes equipamentos (ICVs e ICDs) o fluido escoar em anulares estreitos ou microanulares que contribuem com o aumento da tendência de precipitação, principalmente devido ao incremento da taxa de cisalhamento, resultando numa queda de pressão acentuada.

De forma geral a relação entre a razão de saturação (SR) e a curva de pressão (Figura 3) indica que a precipitação do carbonato de cálcio está intimamente relacionada às regiões que promovem maiores perdas de pressão. Assim, pode-se afirmar que a região de conexão do reservatório com coluna de produção e as proximidades da válvula de superfície denominada *choke*, são locais de maior probabilidade de precipitação de carbonato de cálcio. Portanto, estudos que visam quantificar o fenômeno de incrustação nestes ambientes devem considerar os efeitos fluidodinâmicos, principalmente os que acarretam na perda de pressão do sistema e

influenciam diretamente na tendência de precipitação. Este fato está na base da justificativa da metodologia deste estudo (Capítulo 3).

Figura 3. Relação entre a pressão e a tendência de incrustação de CaCO_3 num poço de petróleo típico.



Fonte: Adaptado de Graham e outros (2013).

2.2.2. Incrustação de carbonato de Cálcio (CaCO_3)

O carbonato de cálcio é um mineral muito abundante e representa aproximadamente 4% da constituição da crosta terrestre. Este composto inorgânico é considerado o mais importante no ciclo do carbono (o CaCO_3 imobiliza o CO_2 da atmosfera através do processo de carbonatação natural). Além disto ele é utilizado como insumo na indústria cimenteira, papel e tinta. Apesar de seus aspectos positivos este mineral é um dos maiores responsáveis pela incrustação salinas nos sistemas de aquecimento de água, torres de resfriamento, plantas de dessalinização, etc. (CARDOSO, 2008).

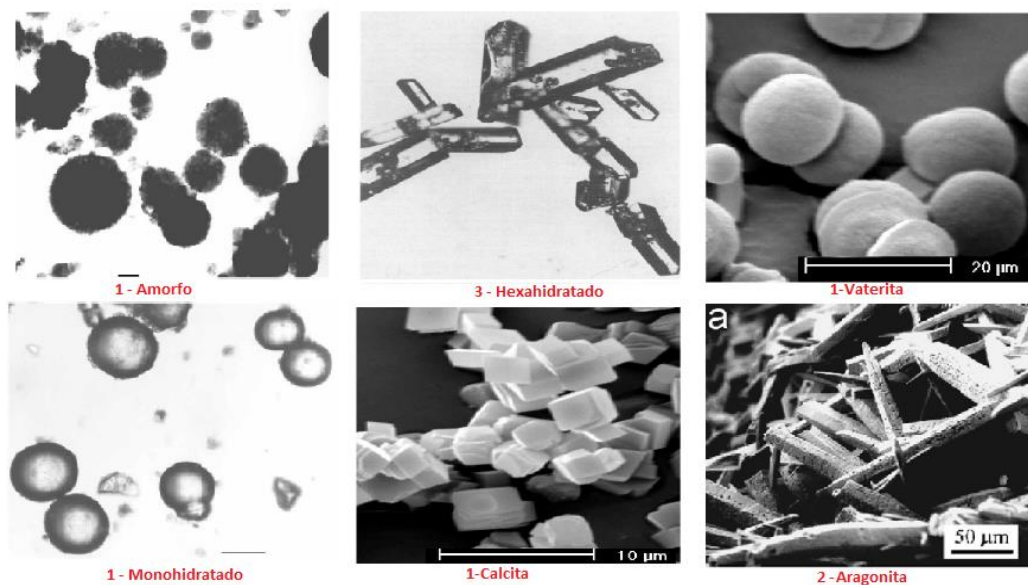
De acordo com Merdhah (2008) o carbonato de cálcio é frequentemente encontrado nos ambientes da indústria do petróleo. Em muitos campos de petróleo a incrustação de CaCO_3 , em equipamentos de superfície e/ou sub superfície, representa um problema operacional que acarreta em um considerável aumento dos custos.

Segundo Brečević e Kralj (2007), o carbonato de cálcio pode ser precipitado em seis formas estáveis (hidratadas ou polimórficas). As três primeiras variedades são as hidratadas (carbonato de cálcio monohidratado, carbonato de cálcio hexahidratado e carbonato de cálcio amorfo) e as três seguintes são as formas não hidratadas e polimórficas (calcita, aragonita e vaterita). A calcita possui uma maior estabilidade nestes ambientes, sendo a espécie de maior ocorrência no âmbito da produção de petróleo. As formas hidratadas tendem a precipitarem primeiramente nas soluções supersaturadas e posteriormente ocorre a precipitação das formas não hidratadas (mais estáveis) (MERDHAH, 2008).

Em Lipus e Dobersek (2007), destaca-se que a calcita é a variedade de maior estabilidade termodinâmica para temperatura e pressão ambiente, sendo amplamente encontrada na natureza e na indústria (rochas, animais, indústria, etc.). Assim as formas metaestáveis de carbonatos de cálcio (CaCO_3) tendem a se converterem gradualmente em calcita. Sua estrutura tridimensional possui configuração trigonal, formando cristais romboédricos (BREČEVIĆ & KRALJ, 2007) e usualmente precipita-se da solução de $\text{Ca}(\text{HCO}_3)_2$ (SLACK, 1980).

Na Figura 4 observa-se micrografias e/ou imagens obtidas por microscópicos de varredura das diferentes variedades de carbonatos de cálcio encontradas na natureza e supracitadas.

Figura 4. Diferentes formas de Carbonato de cálcio.



Fonte: Adaptado de 1- BREČEVIĆ & KRALJ (2007), 2 – LIPUS & DOBERSEK (2007) e 3 – SLACK (1980).

2.2.3. Abordagem química da precipitação de carbonato de cálcio

As espécies iônicas na solução aquosa, que constitui a água de formação, estão inicialmente em um estado de equilíbrio químico. Mudanças na composição da salmoura (devido à injeção de fluidos e/ou decorrente do processo de elevação) podem conduzir à precipitação dos cristais de carbonato de cálcio.

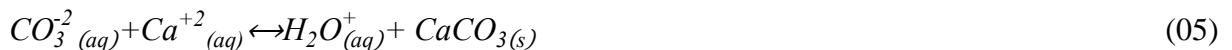
Segundo Nergaard e Grimholt (2010), o mecanismo de formação do precipitado de carbonato de cálcio inicia-se com a reação do dióxido de carbono com a água, produzindo ácido carbônico (Equação 02).



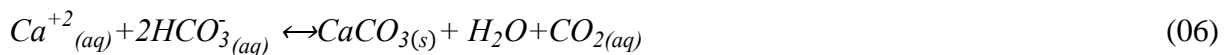
O ácido carbônico segue dissociando o hidrogênio, o que causa o aparecimento de novas espécies pela retirada de prótons (H^+) (Equação 03 e Equação 04).



A solução aquosa constituída das espécies químicas H_2CO_3 , HCO_3^- e CO_3^{2-} , na presença de ácido carbônico e íons de cálcio, permite que o carbonato de cálcio precipite da solução, de acordo com a Equação 05.



Sumariza-se este processo pela reação de equilíbrio químico dinâmico entre os íons de cálcio e o bicarbonato, expresso na Equação 06 (COSMO, 2013).



Esta reação descreve a precipitação de carbonato de cálcio de acordo como o princípio de *Le Chantelier*. Tal princípio relata que um sistema químico em equilíbrio tenderá a recompensar quaisquer mudanças importantes na concentração, composição, pressão, volume e temperatura dos constituintes (NERGAARD & GRIMHOLT, 2010). As principais observações obtidas pela aplicação direta deste princípio são discretizadas na Quadro 2. É notório que o aumento na concentração das espécies químicas à esquerda da Equação 06 acarreta no deslocamento do equilíbrio sua direita, o que induz a precipitação do carbonato de cálcio $CaCO_{3(s)}$ da solução aquosa.

Quadro 2. Aplicação dos princípios de *Le Chantelier* para compreensão dos efeitos das variáveis que podem influenciar na precipitação de $\text{CaCO}_{3(s)}$.

Perturbação	Efeito na precipitação de $\text{CaCO}_{3(s)}$	Referência
$\uparrow \text{Ca}^{+2}_{(aq)}$	\uparrow	1
$\uparrow 2\text{HCO}^{-3}_{(aq)}$	\uparrow	1
$\uparrow \text{H}_2\text{O}$	\downarrow	1
$\uparrow \text{pH da água}$	\uparrow	1, 2, 3 e 4
$\uparrow \text{Temperatura}$	\uparrow	2 e 5
$\uparrow \text{Pressão parcial de } \text{CO}_{2(aq)}$	\downarrow	2, 3 e 5

Fonte: Baseado em 1- Cardoso (2008); 2 – Nergaard e Grimholt (2010); 3 – Jamialahmadi e Muller-Steinhagen (2001); 4 - Smith e outros (2004) e 5- Cosmo (2013).

Desta forma, a adição de íons de cálcio desloca a reação para a direita e favorece a cinética de precipitação deste sólido. Em concordância com Cosmo (2013), a remoção do CO_2 da solução aquosa favorece a precipitação do carbonato de cálcio. No processo de elevação e escoamento de petróleo, o fluxo de fluidos induz uma queda de pressão até o ponto em que o $\text{CO}_{2(g)}$ na solução aquosa seja liberado da salmoura, favorecendo a precipitação do carbonato devido à mudança no equilíbrio químico (ECONOMIDES e outros, 2012).

Nas palavras de Mackay e Graham (2003), a incrustação carbonática ocorre na produção de petróleo quando a pressão da água de produção (proveniente da água de formação ou de um aquífero) decresce até o ponto de bolha do dióxido de carbono e este é liberado da solução. Entretanto, o aumento na concentração do dióxido de carbono dissolvido é intimamente relacionado com o aumento do pH da solução, pois incrementa-se a concentração de $\text{HCO}^{-3}_{(aq)}$ (Equação 02 e 03), o que representa uma diminuição na solubilidade do carbonato de cálcio. Em contrapartida, a redução do pH induz a modificação do equilíbrio químico no sentido da dissolução do carbonato de cálcio em dióxido de carbono e íons de cálcio (NEEGAARD & GRIMHOLT, 2010).

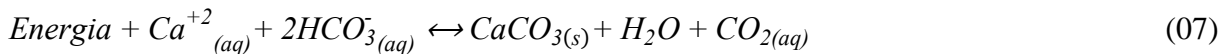
2.2.4. Variáveis que influenciam a precipitação do $\text{CaCO}_{3(s)}$

O sistema de precipitação carbonática é um dos mais estudados em todo mundo (COSMO, 2013). Este tipo de incrustação está entre as mais comuns na indústria do petróleo (VETTER, 1976). Børeng e outros (2003) asseveram que a formação da incrustação de $\text{CaCO}_{3(s)}$

depende da variação de fatores físicos-químicos, tais quais: temperatura; pressão; composição e concentrações dos sais dissolvidos (íons de Mg^{2+} , SO_4^{2-} , etc.); concentração de CO_2 dissolvido e sua pressão parcial; pH da solução; disponibilidade de Ca^{2+} e a alcalinidade; dentre outros fatores. O $CaCO_{3(s)}$ precipita-se devido o decréscimo de pressão, em decorrência do escoamento, que acarreta na liberação *flash*⁷ do CO_2 , inicialmente em equilíbrio na solução aquosa. Este fenômeno é passível de ocorrência, por exemplo, de forma localizada, em válvulas do tipo *chokes* ou em equipamentos de completação.

Cosmo (2013) afirma que após a variável pressão e temperatura, a concentração de CO_2 o pH da solução são as principais variáveis que influenciam na precipitação de carbonato de cálcio. Outros fatores tais como força iônica, teor de Ca^{+2} e alcalinidade são considerados efeitos secundários e dependem das condições de escoamento. De forma geral, a tendência de precipitação diminui quando o pH e a temperatura da solução reduzem (BØRENG e outros, 2003).

O termo “energia” no equilíbrio químico (Equação 07) indica o caráter endotérmico para a precipitação de $CaCO_{3(s)}$. Associa-se este termo à temperatura, o que torna factível a afirmação de que a tendência de precipitação diminui com o aumento da temperatura (Quadro 2). Desta forma, pode-se analisar a Equação 07 para compreensão global da influência das diversas variáveis envolvidas na precipitação de carbonato de cálcio.



Em suma, a precipitação de carbonato de cálcio é causada pelo deslocamento do equilíbrio químico na direção do carbonato de cálcio sólido no sistema $CaCO_3$ - CO_2 - HCO_3^- (representado a cima). Quando este equilíbrio muda para a direção contrária, o sólido precipitado tende a retornar à solução (STIFF & DAVIS ,1952) e o processo de incrustação é inibido e até revertido, esta variação no equilíbrio pode ser associada a vários efeitos, alguns deles são apresentados a seguir.

⁷ Na liberação “*flash*”, o gás é liberado gradualmente da solução à medida que a pressão é reduzida. Neste tipo de liberação a composição total do sistema permanece constante (ROSA, SOUZA & XAVIER, 2006).

A. Efeito do CO₂ e da pressão parcial de CO₂

Muitos reservatórios de petróleo contêm ou são constituídos de minerais carbonáticos e dióxido de carbono. A água de formação, em condições de reservatório (onde a temperatura poderá ser maior que 200°C e pressão maior que 30 MPa) estará normalmente saturada com íons de cálcio (MOGHADASI e outros, 2004). Ocorre que o CO₂ está em equilíbrio com meio aquoso, de forma geral, a medida que o CO₂ é liberado da solução, em decorrência da diminuição de sua pressão parcial, a precipitação é favorecida. Esta liberação é do tipo *flash* e seu controle se dá pela variação de pressões parciais na fase gasosa, evidenciando a relação do efeito da liberação do CO₂ com a queda de pressão decorrente do escoamento e consequente precipitação carbonática. Em concordância com Duan e Li (2008) e Oddo e Tomson (1989), quando a concentração mássica de CO₂ na solução aquosa tendendo a zero, decorrente da liberação *flash*, a solubilidade da calcita também tende a zero e a precipitação é maximizada. Desta forma, pode-se associar os problemas de incrustação de CaCO_{3(s)} à perda de pressão decorrente do escoamento nos elementos de completação em poços de petróleo.

B. Efeito do pH da solução

O pH da solução possui grande influência na solubilidade do carbonato de cálcio. Em concordância com Jamialahmadi e Muller-Steinhagen (2001), a precipitação deste sólido é usualmente causada pela queda de pressão, oriunda do escoamento, que atua na liberação do CO₂ da solução aquosa (Equação 07). Segundo Coto e outros (2012), esta liberação resulta na diminuição da concentração do dióxido de carbono disponível para o equilíbrio químico e, conseqüentemente, ocorre o aumento do pH da salmoura. Assim, a quantidade de CO₂ presente na água afeta o pH da solução e, por consequência disto, afeta a solubilidade do carbonato. Para Moghadasi e outros (2004), não importa o agente causador da acidez ou alcalinidade, o fato é que quanto menor o pH, menor a tendência de precipitação do CaCO₃ e quanto mais alcalino a solução, maior o pH, e o sistema estará mais susceptível à precipitação deste sólido.

Oddo e Tomson (1989), resumem o efeito desta variável no âmbito da produção de petróleo. Segundo eles, a queda de pressão, decorrente do escoamento, contribui para a retirada do dióxido de carbono da solução e consequente aumento do pH, o que incrementa a tendência

de formação do carbonato precipitado. Nas instalações de superfície, após o *choke*, a pressão no fluido de produção é drasticamente reduzida e a redução do CO_2 (aq) da solução intensifica-se tornando estes ambientes altamente susceptíveis à precipitação carbonática.

C. Efeito da pressão na precipitação de carbonato de cálcio

A pressão do sistema é uma variável importante, pois influencia diretamente na solubilidade do carbonato de cálcio. Coto e outros (2012) afirmam que o aumento da pressão está associado ao aumento da solubilidade dos íons de cálcio, ao passo que o aumento da temperatura à diminuição desta solubilidade. Em concordância com Moghadasi e outros (2004), a solubilidade do carbonato de cálcio em um sistema bifásico aumenta quando incrementa-se a pressão, por duas razões:

- Aumento da pressão total do sistema, que incrementa a pressão parcial do CO_2 (g) e amplia a solubilidade o CaCO_3 (previamente discutido);
- Aumento da pressão total, que aumenta a solubilidade devido às condições termodinâmicas, decorrente da variação de volume do sistema.

A partir destas razões, a pressão influencia no aumento da solubilidade dos íons de cálcio no meio aquoso, diminuindo a tendência de precipitação.

No âmbito da elevação natural de petróleo, o gradiente de pressão é negativo devido às perdas de pressão do fluido. Desta forma, a pressão tende a diminuir em decorrência do escoamento e, conseqüentemente, a solubilidade dos íons de cálcio tendem a diminuir (mantendo as demais variáveis constantes), facilitando a precipitação do sólido CaCO_3 .

D. Efeito da temperatura

A solubilidade do CaCO_3 tende a diminuir com o aumento da temperatura (COTO & outros, 2012). Desta maneira, quanto maior a temperatura da solução aquosa maior a tendência de precipitação. Este comportamento é contrário ao da maioria dos materiais incrustantes (MOGHADASI e outros, 2004), isso se deve ao caráter endotérmico do equilíbrio químico que dita a precipitação do carbonato de cálcio (vide Equação 07). Em suma, a temperatura do

sistema desloca para a direita o equilíbrio químico evidenciado na Equação 07 e a variedade CaCO_3 tende a precipitar-se.

E. Efeito da presença de outros íons na precipitação de CaCO_3

A presença de outros íons na solução aquosa influencia a precipitação do carbonato de cálcio (DUAN & LI, 2008). De forma geral, a solubilidade do CaCO_3 aumenta quando se incrementa a concentração de sais dissolvidos na solução aquosa. Nestes termos, à medida que a concentração de sais dissolvidos aumenta, torna-se menor a tendência de precipitação e, conseqüentemente, a formação da incrustação carbonática (MOGHADASI e outros, 2004).

F. Efeito da alcalinidade Ca^{++} na precipitação de CaCO_3

Para que ocorra a precipitação de CaCO_3 é necessário que o meio esteja supersaturado. De forma geral, quanto maior a concentração dos íons de cálcio Ca^{+2} e bicarbonato HCO_3^- , mais provável será esta precipitação. Esta conclusão é uma observação direta da aplicação do princípio de *Lê Chantelier* no equilíbrio químico descrito pela Equação 07. A medida que se processa a precipitação do carbonato de cálcio, os íons de cálcio da solução são consumidos. Desta forma, para a ocorrência do processo de incrustação é demandado uma alimentação contínua destes íons.

Consonante a Zhang e Dawe (1998), a concentração de Ca^{2+} é considerada alta e em alguns reservatórios de petróleo e pode chegar a 40000 mg/L^{-1} , conseqüentemente, o ambiente de poço é propício à incrustação de carbonato de cálcio. Visto que a solução aquosa tende a ser mais básica, condição favorável a precipitação de CaCO_3 , devido ao contínuo aporte destes íons pelo reservatório.

2.2.5. Considerações sobre a metodologia de Cosmo (2013)

Como (2013) apresenta uma metodologia de cálculo para a massa de calcita precipitada da solução aquosa, considerando a influência da pressão e temperatura do sistema. Seu estudo baseou-se na determinação da constante de equilíbrio químico, frente a variações nas condições termodinâmicas do sistema. Tais resultados podem ser empregados para estimar a taxa de

precipitação da calcita em decorrência das variações instantâneas de pressão e temperatura em elementos de completção de poços de petróleo.

Na Tabela 2, são apresentados alguns resultados de Cosmo (2013) para uma faixa de temperatura e pressão. Os termos X_{TM} , X_{FL} e X_{TT} , correspondem, respectivamente às parcelas termodinâmicas, à liberação *flash* e à precipitação total de calcita (em mmol/L).

Tabela 2. Precipitação de calcita da solução aquosa (em mmol/L).

Precipitação		70 atm		40 atm		10 atm	
100°C	X_{TM} [mmol/L]	0,279924	18%	0,553646	15%	0,821302	11%
	X_{FL} [mmol/L]	1,252202	82%	3,142108	85%	6,806148	89%
	X_{TT} [mmol/L]	1,532126		3,695754		7,627450	
70°C	X_{TM} [mmol/L]	0,529108	23%	1,045291	18%	1,548847	13%
	X_{FL} [mmol/L]	1,766574	77%	4,695397	82%	10,72544	87%
	X_{TT} [mmol/L]	2,295682		5,740689		12,27429	
40°C	X_{TM} [mmol/L]	0,925032	39%	1,825882	25%	2,703107	15%
	X_{FL} [mmol/L]	1,439290	61%	5,614518	75%	15,45274	85%
	X_{TT} [mmol/L]	2,364321		7,440400		18,15585	

Fonte: Cosmo (2013).

2.3. MODELAGEM DA FLUIDODINÂMICA

A partir das equações de conservação da massa, quantidade de movimento e energia (quando envolver transferência de calor) permite-se que os princípios de conservações observado no ambiente físicos sejam aplicados a escoamentos teóricos de engenharia.

A equação diferencial para conservação da massa é obtida aplicando um balanço de massa em um volume de controle estacionário através do qual o fluido esco. Desta forma, este princípio de conservação é generalizado segundo a Equação 09, é escrita por Fluent (2013), da seguinte maneira:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = S_m \quad (09)$$

o termo S_m representa um possível termo fonte, este termo torna-se zero quando não existe termo fonte (reação química, vaporização de fases, etc..).

A conservação da quantidade de movimento é obtida pela aplicação deste princípio a uma partícula fluida infinitesimal (FOX, PRITCHARD & MCDONALD, 2000). Essa abordagem permite a obtenção da equação generalizada da conservação de *momentum* em um sistema contínuo (Equação 10).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\vec{v}) + \nabla \cdot (\rho\vec{v}\vec{v}) = \nabla P + \nabla \cdot (\bar{\bar{\tau}}) + \rho\vec{g} + \vec{f} \quad (10)$$

p é a pressão estática e $\bar{\bar{\tau}}$ o tensor de tensões. Os termos $\rho\vec{g}$ e \vec{f} representam as forças gravitacionais e as forças de corpo externa respectivamente (FLUENT, 2013). O tensor de tensões é descrito genericamente da seguinte forma:

$$\bar{\bar{\tau}} = \mu \left[\left(\nabla\vec{v} + \nabla\vec{v}^T \right) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v} I \right] \quad (11)$$

o termo μ corresponde a viscosidade molecular, I é a matriz identidade e o segundo termo do lado direito da igualdade contabiliza os efeitos da dilatação volumétrica.

2.3.1. Modelagem do escoamento multifásico

O escoamento multifásico é caracterizado pela relação de fluxo entre as fases sólidas, líquidas e gasosas.

Em concordância com Santos (2011) o escoamento multifásico resulta do movimento médio de um material essencialmente diferente do outro que o suporta, o que pode levar a diferentes níveis de interações entre as fases. Conseqüentemente, a influência de uma fase sobre a outra poderá interferir na fluidodinâmica do escoamento.

No processo de modelagem de um sistema multifásico é necessário levar em consideração a conservação das propriedades envolvidas, bem como contabilizar as interações entre as fases. Para melhor modelar este tipo de escoamento, dentro da perspectiva da fluidodinâmica computacional, duas aproximações são destacadas na literatura: a abordagem *Euler-Lagrange* e abordagem *Euler-Euler*.

A. Abordagem Euler-Euler

Na aproximação Euler-Euler as fases são tratadas, independentemente de suas composições e características físicas, como fluidas e interpenetrantes. Desta forma, as equações de conservação são aplicadas para ambas as fases e o fechamento destas equações pode ser obtido por relações constitutivas ou empíricas.

No simulador *ANSYS FLUENT*® (utilizado neste trabalho) estão disponíveis dois modelos multifásicos *eulerianos*: o modelo de mistura (*Mixture Model*) e o modelo *euleriano* (ou modelo euleriano granular multifásico). Estas duas abordagens são aplicáveis para simulação de escoamento multifásico, quando a fração volumétrica da fase dispersa é superior à 10% (FLUENT, 2013). Facuri (2014), Pereira e outros (2014), Maciel, Maciel e Pereira (2016) citam algumas aplicações para a abordagem euleriana, figurando entre elas a simulação de sistema particulado como leite de jorro e leitos fluidizados, misturas líquido-líquido ou aplicações em que o volume das fases secundárias não possam ser negligenciadas (>10%).

B. Abordagem Euler-Lagrange

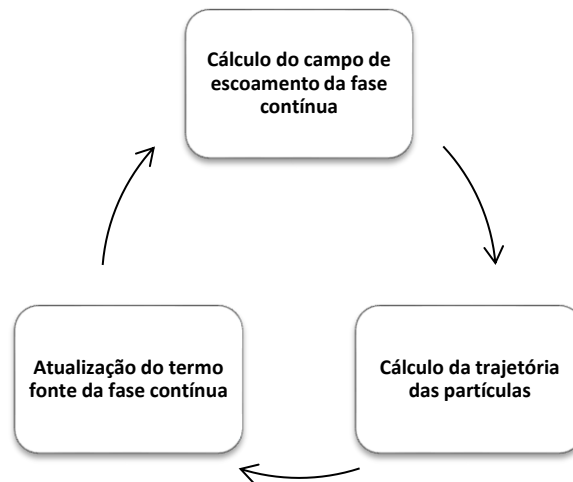
Na aproximação *Euler-Lagrange*, em um primeiro momento, são resolvidas as equações médias de *Navier Stokes* para a fase fluida separadamente da fase dispersa (fase que ocupa menor fração volumétrica). Posteriormente, a fase dispersa é “lançada” sobre o campo de velocidade previamente calculado. Esta abordagem é usualmente empregada quando a fração volumétrica da fase dispersa é pequena o suficiente (preferencialmente menor do que 10%) para não causar perturbações no escoamento da fase contínua. Vale ressaltar que entre a fase dispersa e a fase fluida pode ocorrer trocas de momento, massa e/ou energia.

Esta abordagem é considerada particularmente simples, visto que despreza as interações entre as partículas. Além disto, o cálculo da trajetória das partículas é realizado de forma individual através da aplicação dos princípios da cinemática clássica para movimento de partículas em meio fluido. Segundo Fluent (2013), a abordagem *Euler-lagrangeana* é tradicionalmente empregada para o estudo da fluidodinâmica em pulverizadores de partículas,

carvão, combustão de combustível líquido, fluxo de partículas, etc.. Entretanto é inapropriada para modelar misturas líquido-líquido, leitos fluidizados ou alguma aplicação em que a fase dispersa não pode se negligenciada.

Em suma, no modelo de fase discreta, a trajetória de uma partícula é calculada em um quadro lagrangeano de referência, podendo haver troca de calor, quantidade de movimento ou massa com a fase contínua. Após a determinação das trajetórias das partículas, o termo fonte referente à fase contínua é atualizado e calcula-se um novo campo de escoamento. Posteriormente, quantifica-se o novo conjunto de trajetória para partículas e assim sucessivamente. Este processo de cálculo é ilustrado na Figura 5.

Figura 5. Esquema de aplicação do modelo de fase discreta.



Fonte: O autor.

Consoante a Fluent (2013), a modelagem de fases discreta é baseada na integração do balanço de forças em uma partícula em um quadro de referência euleriano (Equação 12). Este balanço permite computar a inércia da partícula devido às forças atuantes e descrever sua trajetória.

$$\frac{d\vec{u}_p}{dt} = F_D (\vec{u} - \vec{u}_p) - \frac{\vec{g}_i (\rho_p - \rho)}{\rho_p} + \vec{F} \quad (12)$$

Na Equação 12, \vec{F} corresponde ao termo de aceleração adicional (força por unidade de massa). O primeiro termo do lado direito representa a força de arraste por unidade de massa, onde F_D pode ser modelado pela relação:

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_p d_p^2} \frac{C_D \text{Re}}{24} \quad (13)$$

$$Re \equiv \frac{\rho d_p |\vec{u}_p - \vec{u}|}{\mu} \quad (14)$$

Nas Equações 12, 13 e 14, \vec{u} corresponde a velocidade da fase contínua, \vec{u}_p a velocidade da partícula, μ a viscosidade molecular do fluido, ρ a massa específica do fluido, ρ_p a massa específica da partícula e d_p o diâmetro da partícula.

A Equação 12 incorpora forças adicionais, \vec{F} , no balanço de força da partícula. Estas forças existem em decorrência das características do escoamento e das relações entre fases, são elas: forças de massa virtual (“*virtual mass*” force), forças em decorrência do movimento do quadro referencial, forças decorrentes do gradiente de temperatura (*thermophoretic force*), forças brownianas (*brownian forces*) e forças de elevação *Saffman* (*Saffman’s lift force*). Em Fluent (2013), é apresentado o referencial completos, bem como as considerações teóricas para cada tipo de força considerada na modelagem DPM.

2.3.2. Modelagem da turbulência

Em harmonia com Versteeg e Malalasekera (1995), o escoamento turbulento é caracterizado pela ocorrência de perfis caóticos e aleatórios onde a intensidade da velocidade e da pressão, pontual, mudam continuamente com o tempo. Através do número de Reynolds, Equação 15, permite-se identificar as condições do regime de escoamento e verificar a existência da turbulência para um escoamento *newtoniano*⁸ (ROLFO, 2010).

$$Re = \rho v d / \mu \quad (15)$$

ρ corresponde a massa específica do fluido, v a velocidade média do escoamento, d o diâmetro da tubulação e μ a viscosidade do fluido

Reynolds (1883) observou que o regime de escoamento, para um fluido *newtoniano*, é dependente apenas deste adimensional. Nas palavras de Hughes, Brighton e Winowich (1999), quando o número de *Reynolds* é baixo (<1990) as forças viscosas são maiores que o as inerciais, e o escoamento torna-se laminar. Em contrapartida, quando este adimensional possui valor

⁸ A reologia do fluido “*newtoniano*” corresponde àquela em que a tensão de cisalhamento no fluido é diretamente proporcional à sua taxa de deformação (MACHADO, 2012).

relativamente alto (>2000), as forças inerciais são dominantes e o regime de escoamento tende à turbulência.

Uygun, Onbasioglu e Suat (2004) classificam os modelos de turbulência em três principais classes (ou níveis) a partir da ordem de fechamento das equações de transporte:

- Fechamento de primeira ordem da equação de conservação de quantidade de movimento média de Reynolds (*Reynolds Averaged Navier-Stokes – RANS*). Este fechamento é realizado mediante a utilização de modelo zero equação (algébrico), uma equação diferencial ou duas equações diferenciais extras;
- Fechamento de segunda ordem da equação de conservação de quantidade de movimento média de Reynolds (*Reynolds Averaged Navier-Stokes – RANS*). Nesta modelagem utiliza-se os modelos de tensão de *Reynolds*, havendo a necessidade de equações diferenciais de transporte para cada componente do tensor de tensão de *Reynolds*. Entretanto, se faz necessário, para garantir o fechamento, uma equação de transporte auxiliar de uma propriedade turbulenta, podendo ser a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta ε ou a frequência absoluta ω (KLEIN, 2007);
- *Large Eddy Simulation* (LES), nesta metodologia resolve-se numericamente, a partir das equações de *Navier Stokes*, a turbulência em maior escala de comprimento e tempo, enquanto a turbulência em menor escala necessita de modelagem específica. Seu grau de complexidade está entre a abordagem RANS e DNS (*Direct Numeric Simulation*) e demanda maior refinamento de malha quando comparado aos modelos RANS (FLUENT, 2013);
- Simulação numérica direta (DNS). Nesta abordagem o escoamento turbulento é calculado mediante a solução numérica direta das equações de *Navier Stokes*. Resolve-se a turbulência em maior e menor escala de comprimento e tempo. Para isto demanda-se que as escalas de discretização espacial e temporal estejam na ordem de grandeza das escalas de comprimento e tempo da turbulência, tornando este método numericamente caro (UYGUN, 2004).

No âmbito da modelagem turbulenta segundo a metodologia *Reynolds-Averaged-Navier-Stokes* (RANS) surgem os modelos de turbulência k- ε . Souza (2005) relata que a modelagem k- ε é a mais utilizada e conhecida, sendo baseada na solução de equações

diferenciais auxiliares para a energia cinética turbulenta k e para taxa de dissipação da turbulência ε .

Fluent (2013) apresenta detalhadamente a modelagem turbulenta RANS. Em suma substituem-se os termos de velocidade e pressão das Equações 09 e 10 por termos que apresentam uma parte média e uma parte flutuante ($\phi = \bar{\phi} + \phi'$). Assim obtém-se a forma final da modelagem RANS, mantendo a forma original da Equação 09 e adicionando o termo $-\overline{\rho u_i' u_j'}$ (tensor de tensões de *Reynolds*) à Equação 10. Uma das maneiras de obter o fechamento destas equações é através da modelagem do tensor de tensões de *Reynolds* mediante a hipótese de *Boussinesq*⁹:

$$-\overline{\rho u_i' u_j'} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \quad (16)$$

μ_t representa a viscosidade turbulenta.

O modelo de turbulência k - ε realizável, descrito por SHIH e outros (1995), é uma das variações do modelo k - ε padrão (*standard*) e difere deste em dois principais pontos: primeiramente, possui uma nova equação de transporte para a viscosidade turbulenta, além disto a equação de transporte para a taxa de dissipação turbulenta é obtida da equação de transporte da média quadrática da flutuação de velocidade; e em segunda instância, a equação para a viscosidade turbulenta possui restrições matemáticas que torna esta modelagem fisicamente realizável (CABLE, 2009).

O termo realizável indica certas restrições matemáticas no tensor de tensões de *Reynolds* consistentes com a física do escoamento turbulento. Tal característica torna esta modelagem superior quando comparado ao modelo k - ε padrão, principalmente em simulações de fluxos com altas curvaturas nas trajetórias das linhas de correntes, vorticidades ou rotações (FLUENT, 2013).

Shih e outros (1995) apresenta as equações de transporte para a energia cinética turbulenta k , e sua taxa de dissipação ε :

⁹ “A hipótese de *Boussinesq* sugere que o tensor de tensões de *Reynolds* pode ser tratado de forma análoga ao tensor de tensões para viscosidade em escoamento laminar” (NICHOLS, 2008, p. 5, tradução própria).

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \varepsilon - Y_M + S_k \quad (17)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \varepsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \varepsilon u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + C_1 S_\varepsilon - \rho C_2 \frac{\varepsilon^2}{k + \sqrt{\nu \varepsilon}} + C_{1\varepsilon} \frac{\varepsilon}{k} C_{3\varepsilon} G_b + S_\varepsilon \quad (18)$$

G_k representa a geração de energia cinética turbulenta devido a média do gradiente de velocidade. G_b corresponde à geração de energia cinética turbulenta devido à flutuabilidade. Y_M represente a parcela relativa à flutuação na dilatação volumétrica para escoamentos turbulentos compressíveis, no total da taxa de dissipação. σ_k e σ_ε representam os números de Prandtl turbulentos para k e ε , respectivamente. S_k e S_ε representam termos fontes definidos pelo usuário. Os termos $C_{1\varepsilon}$, C_2 , σ_k e σ_ε são constantes e definidos por Shih e outros (1995), como: $C_{1\varepsilon} = 1.44$, $C_2 = 1.9$, $\sigma_k = 1.0$ e $\sigma_\varepsilon = 1.2$.

A viscosidade turbulenta é determinada pela fórmula apresentada abaixo, onde termo C_μ não é constante como na modelagem turbulenta $k-\varepsilon$ padrão.

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (19)$$

C_μ é obtido pela seguinte relação:

$$C_\mu = \frac{1}{A_0 + A_s \frac{kU^*}{\varepsilon}} \quad (20)$$

onde $U^* = \sqrt{S_{ij}S_{ij} + \tilde{\Omega}_{ij}\tilde{\Omega}_{ij}}$ e $\tilde{\Omega}_{ij} = \bar{\Omega}_{ij} - \varepsilon_{ijk}\omega_k - 2\varepsilon_{ijk}\omega_k$. O termo $\bar{\Omega}_{ij}$ representa a taxa média do tensor de rotação, observado num referencial rotacional com velocidade angular ω_k . As constantes A_0 e A_s são definidas da seguinte maneira: $A_0 = 4.04$ e $A_s = \sqrt{6} \cos \phi$. Onde $\phi = \frac{1}{3} \cos^{-1} \left(\sqrt{6} \frac{S_{ij}S_{jk}S_{ki}}{\tilde{s}^3} \right)$,

$$\tilde{s} = \sqrt{S_{ij}S_{ij}} \quad e \quad S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right).$$

2.3.3. Tratamento de proximidade de parede

Nichols (2008) assevera que os efeitos viscosos decorrentes das fronteiras físicas do volume de controle, induzem a formação de camadas com diferentes padrões de escoamento (*boundary layer*). Desta forma, representar adequadamente estas regiões corresponde a um fator de acurácia no cálculo do escoamento turbulento (SALIM & CHEAH, 2009).

Segundo Fluent (2013), existem duas abordagens para a modelagem das regiões de proximidades de parede em escoamento turbulento. Na primeira abordagem, a região afetada pela viscosidade (subcamadas viscosas e região de amortecimento) não é resolvida. Entretanto, utiliza-se fórmulas semi-empíricas denominadas funções de parede para ligar a região afetada pela viscosidade entre a parede física e região completamente turbulenta. Fluent (2013) apresenta quatro modelagens de funções de parede disponíveis no simulador *ANSYS Fluent*[®], são elas: funções de parede padrão (*Standard Wall Function*), funções de parede escalável (*Scalable Wall Functon*), função de parede de não equilíbrio (*Non-Equilibrium Wall Function*) e função de parede melhorada (*Enhanced Wall Function*).

Na segunda abordagem (modelos de proximidade de parede ou *Near Wall Models*), a região de proximidade com a parede é descrita mediante a modificação dos modelos de turbulência, de forma a considerar a região afetada pela viscosidade. Assim o escoamento pode ser resolvido considerando um refinamento na malha computacional para descrever adequadamente a camada viscosa até a região de parede.

A abordagem de tratamento de parede melhorado (*Enhanced Wall Treatment*) é um tratamento de proximidade de parede que combina um modelo de duas camadas com a função de parede melhorada (*Enhanced Wall Function*) (FLUENT, 2013). De acordo com Fluent (2015) este tratamento é recomendado para a modelagem turbulenta $k-\varepsilon$ pois permite uma determinação mais consistente da tensão de cisalhamento e da transferência de calor nas regiões de parede. Esta modelagem é especialmente indicada quando o modelo de turbulência $k-\varepsilon$ realizável é utilizado.

O tratamento de parede melhorado (*Enhanced Wall Treatment*) será utilizado na metodologia deste trabalho.

2.3.4. Considerações sobre a modelagem da difusão turbulenta de partículas

No que diz respeito à modelagem do transporte turbulento das partículas no âmbito do DPM (*Discret Phase Model*) duas possíveis estratégias estão implementadas e disponíveis no simulador comercial ANSYS Fluent®. O modelo de rastreamento estocástico (*Stochastic Tracking*) e o modelo de rastreamento de nuvens de partículas (*Particle Cloud Tracking*). A primeira estratégia inclui o efeito da flutuação da velocidade instantânea turbulenta na trajetória da partícula pela aplicação de um método estocástico, assim os efeitos aleatórios da dispersão turbulenta das partículas são contabilizados na solução. Segundo Bakker (2016), considerar a dispersão turbulenta das partículas é importante, pois torna as simulações mais realista. Contudo, incrementa o esforço computacional demandado nas simulações. Outros pontos positivos é o aumento da estabilidade ao suavizar o termo fonte e eliminação de picos de acoplamentos à fase gasosa (caso haja).

Fluent (2013) ressalta que a aplicação do modelo de rastreamento estocástico pode resultar em resultados não-físicos em certos escoamentos difusivos e fortemente não-homogêneos, onde pequenas partículas se distribuem de forma não-uniforme. Outro ponto negativo está no fato deste modelo não prever corretamente a taxa de impacto das partículas nas paredes do volume de controle, quando as partículas são menores que alguns micras. Para Bakker (2016), esta abordagem é indicada quando deseja-se considerar variações locais do campo de escoamento turbulento e quando a geometria do volume de controle é complexa.

Na abordagem de rastreamento de nuvens de partículas (*Particle Cloud Tracking*), a difusão turbulenta das partículas é calculada através de sua trajetória média, pela utilização de métodos estatísticos. Em suma, a concentração de partículas sobre a sua trajetória média é representada por funções de densidades Gaussianas cujo variância é baseada no grau de dispersão das partículas durante a flutuação turbulenta. Desta forma, a trajetória média das partículas é obtida pela solução de um conjunto de equações médias para o movimento de todas as partículas representadas na nuvem.

2.4. TÉCNICA PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL E ANÁLISE ESTATÍSTICA

O estudo do relacionamento entre as variáveis independentes e as variáveis dependentes, em grande parte dos casos, não é óbvio, e demanda de técnicas especiais que garantam a

significância estatística¹⁰ dos efeitos. Na prática de análise estatística, esta significância é medida pelo valor do nível-p (p-valor), índice que mensura a confiabilidade de um resultado. Este nível representa a probabilidade de erro em aceitar o resultado observado como válido ou representativo da população. Em muitas áreas de pesquisa, o nível-p de 0,05 é costumeiramente tratado como um "limite aceitável" de erro (MENEZES, 2016).

Pode-se avaliar o relacionamento entre variáveis, segundo Falconi (2009), por duas metodologias: a análise multivariada, mais rápida, entretanto demanda de uma base histórica suficientemente representativa; e a metodologia de planejamento experimental, mais lenta, todavia não exige uma base histórica representativa. Desta forma, quando não há informações suficientes sobre as variáveis que regem um fenômeno ou processo é necessário conduzir experimentos, que obedeçam às restrições de custo e tempo para produzir informações com significância estatística. Entende-se por experimento, um teste ou uma série de testes (neste estudo estes testes são simulações computacionais), no qual alterações propositais são realizadas nas variáveis independentes do sistema ou processo. Permite-se desta maneira, avaliar os possíveis efeitos nas variáveis respostas, bem como obter a lei matemática regentes do fenômeno e a significância estatística (REIS e outro, 2016).

Nas palavras de Montgomery (2004), a metodologia de planejamento experimental é uma poderosa ferramenta para a melhoria e otimização de processos. Esta técnica aliada à técnica de simulação numérica computacional vem sendo utilizadas para estudar fenômenos complexos em engenharia considerados dispendiosos do ponto de vista experimental.

Facuri (2014) utiliza deste procedimento para otimizar as variáveis operacionais envolvidas no escoamento sólidos líquido em espaços anulares excêntricos de poços de petróleo. Sua metodologia foi baseada na técnica de planejamento experimental (DOE), composto central, para o delineamento e a técnica de simulação numérica computacional (CFD), para a realização dos experimentos. Através da análise de superfícies respostas foi estudado os efeitos das variáveis independentes na variável dependente (concentração de

¹⁰ A "significância estatística" de um resultado é uma medida estimada do grau em que este resultado é "verdadeiro" (no sentido do que ocorre na população, ou seja, no sentido da representatividade da população) (MENEZES, 2016).

sólidos numa seção volumétrica do anular excêntrica), bem como a observação das regiões operacionais que maximizam a eficiência de limpeza do espaço anular.

Alves e Andrade (2012) utilizaram da metodologia de planejamento experimental e simulação numérica computacional (CFD) para estudar e otimizar a eficiência de um separador hidrociclone. Neste estudo foram obtidas as equações para as principais características de desempenho do equipamento na saída do volume de controle (eficiência granulométrica, razão de fluidos, eficiência granulométrica reduzida, queda de pressão, fração volumétrica de óleo na saída concentrada e a fração volumétrica de óleo), em função dos diâmetros do diluído e do concentrado. Através destas relações matemáticas e da análise de variância (ANOVA) foi possível estudar a significância estatística destas variáveis.

2.4.1. Planejamento de experimento e metodologia de superfície resposta (RSM)

A metodologia de superfície resposta (RSM) permite estimar as interações e até mesmo os efeitos quadráticos das variáveis e, desta forma, pode-se representar o comportamento local ou a forma da superfície resposta sob investigação. O planejamento composto central e *Box-Behnken* são eficientes para aproximar superfícies respostas polinomiais de segunda ordem. Estes delineamentos demandam, relativamente, um pequeno número de observações para a estimativa dos parâmetros. Um dos propósitos da metodologia de superfície resposta é a otimização e a localização da região de maior eficiência na resposta, desta forma, é desejável um planejamento que promova uma precisão igual em todas as direções (MANOHAR e outros, 2013).

Montgomery (2004) apresenta a modelagem de superfície resposta de primeira e segundo ordem, aplicáveis respectivamente quando não se necessita (Equação 21) ou necessita-se (Equação 22) considerar efeitos de curvatura na resposta. Muitos problemas de RSM utilizam um destes polinômios, ou ambos. Os parâmetros, β_i , dos polinômios aproximadores são obtidos pelo método dos mínimos quadrados.

$$y = \beta_0 + \beta_1 x_1 + \beta_2 x_2 + \dots + \beta_k x_k + \varepsilon \quad (21)$$

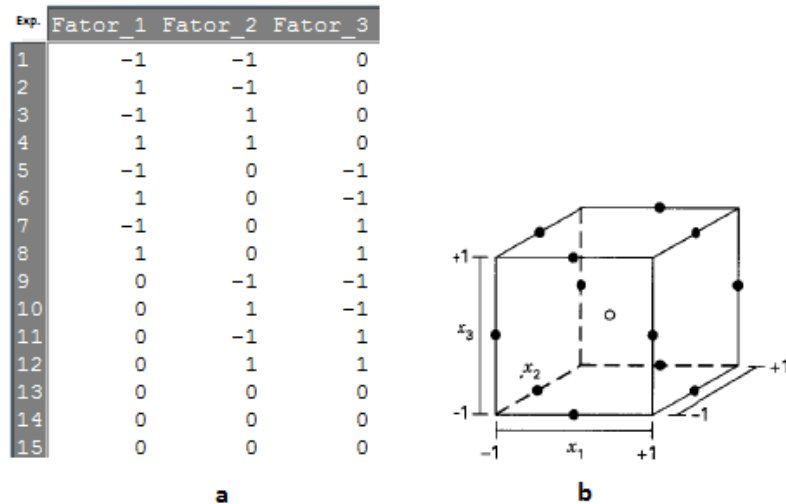
$$y = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i x_i + \sum_{i=1}^k \beta_{ii} x_i^2 + \sum_{\substack{i=1 \\ i < j}}^k \sum_{j=2}^k \beta_{ij} x_i x_j + \varepsilon \quad (22)$$

2.4.2. Planejamento *Box-Behnken* (DBB)

É uma metodologia experimental comumente utilizada em planejamentos com três níveis de variáveis independentes. Para Cecon e Silva (2011), a principal vantagem desta metodologia é a redução do número de ensaios para estudar uma maior quantidade de fatores. Segundo Portalaction (2017) e *Box-Behnken* (1960), esta metodologia corresponde a planejamentos de três níveis para cada fator ($k \geq 3$), eficientes para modelagem de superfícies respostas de segunda ordem. Este delineamento experimental é caracterizado por experimentos com blocos incompletos balanceados. Nele, fixa-se uma das variáveis no nível zero e um fatorial dois a dois (2^2) é executado com as demais variáveis (assim sucessivamente para cada fator).

De acordo com Manohar e outros (2013), o delineamento *Box-Behnken* é do tipo esférico, desta forma, possui todos os pontos inscritos numa esfera de raio $\sqrt{2}$. Além disto, não há pontos nos vértices da região cúbica criada pelo limite superior e inferior de cada variável. Observa-se na Figura 6a, a representação da matriz de delineamento experimental para três fatores como três réplicas no ponto central ($3 \cdot 2^2 + 3$), já na Figura 6b, tem-se a disposição espacial referente a este delineamento.

Figura 6. a - Delineamento *Box-Behnken* de três fatores, obtido pelo Software R 3.3.2, e b - representação espacial do delineamento *Box-Behnken*.



Fonte: a - O autor e b - adaptado de Manohar e outros (2013).

Decorrente da necessidade de trabalhar como níveis inteiros, por exemplo, na otimização de variáveis tais como números de pás de uma turbina eólica. Além da menor quantidade de demanda de experimentos com respeito ao planejamento composto central, utilizar-se-á o delineamento *Box-Behnken* na metodologia deste estudo.

2.4.3. ANOVA

A análise de variância, ANOVA, é uma ferramenta de decisão baseada em testes de hipóteses, utiliza-se esta técnica para a determinação de diferenças na performance média dos parâmetros testados (MANOHAR e outros, 2013) A partir da soma de quadrados, p-valor e estatística F, estuda-se a significância dos parâmetros (KOTTEGODA, NATHABANDU & ROSSO, 2008).

Para a utilização da ANOVA, parte-se do pressuposto que os erros do modelo são independentes e normalmente distribuídos com mesma variância em cada nível do fator. Verifica-se esta suposição através da análise dos resíduos. Entende-se como resíduo a diferença entre o valor observado y_{ij} e o valor obtido por ajuste de mínimo quadrado \hat{y}_{ij} . Na prática, a hipótese de normalidade pode ser verificada através de um gráfico de probabilidade normal para resíduos (MONTGOMERY, 2004).

A metodologia ANOVA é descrita detalhadamente em Montgomery (2004) e permite o estudo da adequabilidade do modelo matemático ajustado, bem como da ordem do polinômio ajustador (primeira ou segunda ordem).

CAPÍTULO 3 – METODOLOGIA

Neste tópico, a metodologia utilizada é apresentada e discutida para cumprir os objetivos desta dissertação. Para isto, toma-se como base vários conceitos discutidos na cessão de revisão bibliográfica.

Basicamente, esta metodologia é constituída na aplicação da técnica de simulação numérica computacional (CFD), juntamente com as técnicas de planejamento experimental e análise estatística. Dentro do contexto da simulação numérica computacional, apresentar-se-á o detalhamento metodológico com respeito a: obtenção do modelo físico, geração da malha computacional, teste de independência de malha, etapa de processamento e finalmente a etapa de pós-processamento dos resultados.

Objetivando estudar a influência de variáveis geométricas e operacionais na fluidodinâmica de um elemento de completação, aplica-se técnica de planejamento experimental para delineamento das variáveis dependentes. A partir da metodologia de análise estatística e superfície resposta, estuda-se a significância de tais variáveis na variável resposta (queda global de pressão na ferramenta), bem como as condições que minimizem a perda de carga no equipamento. Através dos resultados de Cosmo (2013) e dos resultados otimizados da perda de carga na ferramenta, realizam-se duas simulações para o carregamento de cristais de carbonato de cálcio à superfície de adesão. Para isto, considera-se os casos otimista e pessimista, observado na superfície resposta, com respeito a perda de carga. Nestes termos, utiliza-se a abordagem *Euler-lagrangeana* e a condição de parede do tipo *trap* para simular e quantificar a quantidade integral de sólido carregada à superfície de adesão.

3.1. DELINEAMENTO EXPERIMENTAL

Nesta etapa, utilizar-se a estratégia de planejamento experimental *Box-Behnken* através do *software* R, de código aberto (versão 3.3.2). Este delineamento é considerado ideal para o presente trabalho, pois permite analisar níveis em quantidades inteiras. Por exemplo, a quantidade de comunicações entre o espaço anular e o tubo interno na ferramenta analisada, região conhecida como TRIM, além de permitir a identificação de efeitos de segunda ordem das variáveis independentes.

Dentre as variáveis independentes delineadas no planejamento destacam-se as variáveis geométricas: quantidades de furos (NUM_TRIM) e angulação dos chanfros nos furos (ANG_CH_TRIM) da região denominada de TRIM. Considera-se também duas variáveis não geométricas: vazão volumétrica na entrada do volume de controle e a viscosidade aparente do fluido.

Neste estudo, considera-se a fase contínua com as propriedades da água, exceto algumas faixas de viscosidades. Esta consideração é justificada pelo caráter inicial do trabalho, pois a consideração da fase oleosa introduziria uma complexidade não desejável para este nível da pesquisa.

Baseado no planejamento experimental *Box-Behnken* e nos valores das variáveis que representam a realidade operacional, obtém-se a matriz experimental abaixo (Tabela 3).

Tabela 3. Matriz do planejamento *Box-Behnken* para variáveis codificadas e variáveis nominais.

Exp.	Velocidade Média m/s		Viscosidade cP		NUM_TRIM		ANG_CH_TRIM	
	Codif.	Nom.	Codif.	Nom.	Codif.	Nom.	Codif.	Nom.
1	-1	1	-1	1	0	8	0	60
2	1	5	-1	1	0	8	0	60
3	-1	1	1	15	0	8	0	60
4	1	5	1	15	0	8	0	60
5	0	3	0	8	-1	6	-1	30
6	0	3	0	8	1	10	-1	30
7	0	3	0	8	-1	6	1	90
8	0	3	0	8	1	10	1	90
9	-1	1	0	8	0	8	-1	30
10	1	5	0	8	0	8	-1	30
11	-1	1	0	8	0	8	1	90
12	1	5	0	8	0	8	1	90
13	0	3	-1	1	-1	6	0	60
14	0	3	1	15	-1	6	0	60
15	0	3	-1	1	1	10	0	60
16	0	3	1	15	1	10	0	60
17	-1	1	0	8	-1	6	0	60
18	1	5	0	8	-1	6	0	60
19	-1	1	0	8	1	10	0	60
20	1	5	0	8	1	10	0	60
21	0	3	-1	1	0	8	-1	30
22	0	3	1	15	0	8	-1	30
23	0	3	-1	1	0	8	1	90
24	0	3	1	15	0	8	1	90
25	0	3	0	8	0	8	0	60
26	0	3	0	8	0	8	0	60
27	0	3	0	8	0	8	0	60
28	0	3	0	8	0	8	0	60

Fonte: O autor.

A viscosidade de 1cP está de acordo com a viscosidade de um óleo proveniente da região de Tupi, Pré-Sal brasileiro, de acordo com Ferro e outros (2009).

Segundo Graham e outros (2013), uma vazão volumétrica de 0,0001262 m³/s é utilizada para obter um escoamento turbulento (Re=32000), considerado um diâmetro hidráulico de 0,0032 m em um equipamento caracterizado por um bocal estreito, similar a algumas feições do dispositivo para teste de incrustação (ANEXO I). Visto que a entrada do volume de controle,

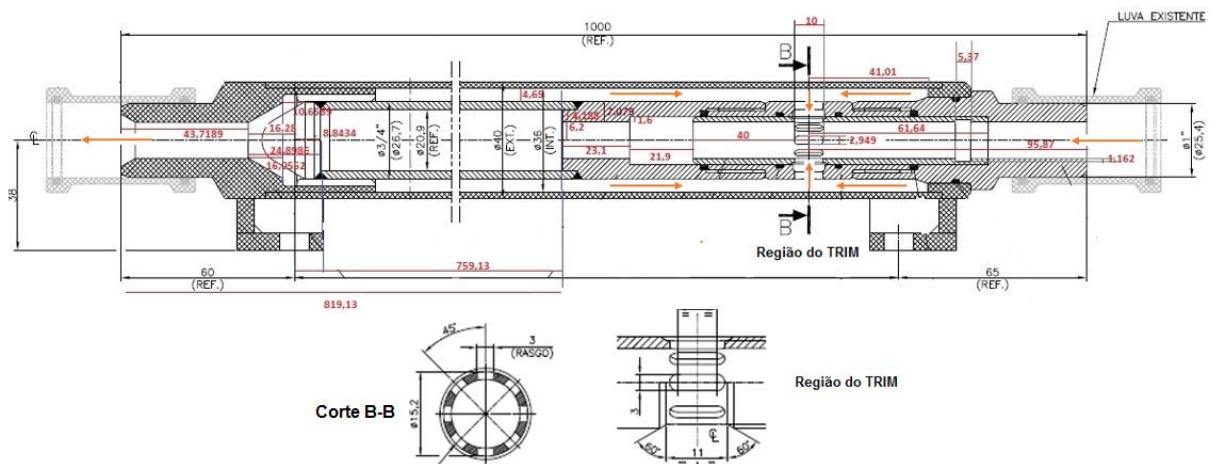
visualizada na Figura 11, possui diâmetro hidráulico de 0,0093m, obtém-se pelo princípio de conservação de massa, uma velocidade média de 0,75 m/s nesta região. Desta forma, esta ordem de grandeza é utilizada para construção do delineamento da variável velocidade na Tabela 3 (considera-se o menor nível de velocidade em 1 m/s).

3.2. MODELAGEM FÍSICA DO VOLUME DE CONTROLE

Esta etapa compreende a construção do modelo físico que representa a região do volume de controle do dispositivo para teste de incrustação (Figura 8). Entende-se por volume de controle a região onde o escoamento efetivamente se processa na ferramenta. A modelagem física é construída pelos softwares *FreeCad*[®] e *ANSYS Design Modeler*[®] a partir da análise do projeto técnico do dispositivo para teste de incrustação, identificado pela numeração o DE-2012409167-100.

Na Figura 7 tem-se uma versão modificada do desenho retirado do documento de referência do projeto técnico detalhado do dispositivo para teste de incrustação. No ANEXO I observa-se este documento na íntegra.

Figura 7. Projeto simplificado do dispositivo para teste de incrustação, a seta laranja indica a direção do fluxo.



Fonte: Adaptado de DE-2012409167-100 (ANEXO I).

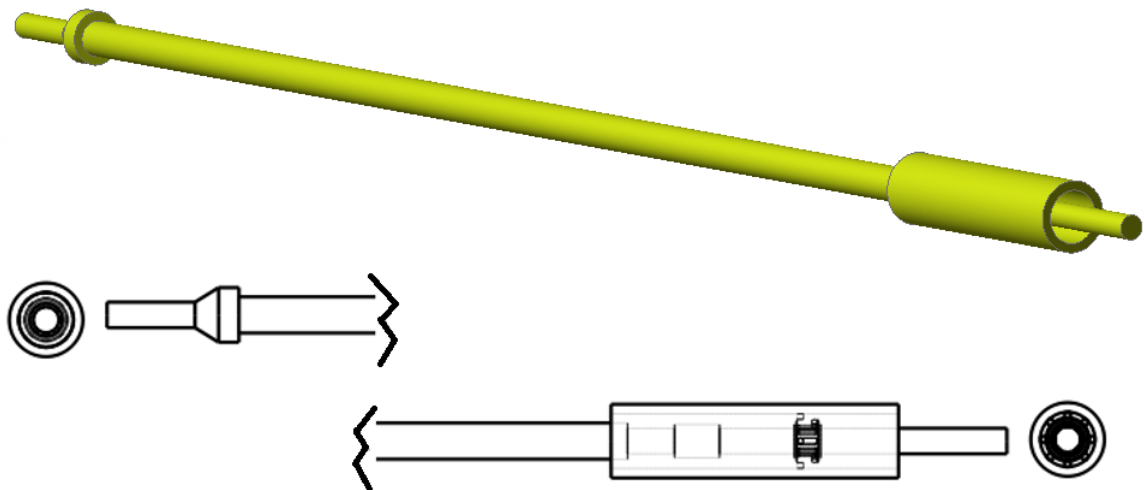
3.2.1. Detalhamento do volume de controle e das variáveis geométricas modificadas no planejamento experimental

Observam-se nas Figura 8 e 9 a representação do volume de controle do dispositivo para teste de incrustação esquematizado na Figura 7. Consideram-se, algumas simplificações, principalmente na configuração da região anular e da extremidade de saída da ferramenta.

Entende-se como volume de controle a região dominada por fluido. Ou seja, é o volume que representa o sistema em que o escoamento se processa. A modelagem física do sistema deve representar o máximo possível do volume de controle. Contudo, quanto mais complexa essa modelagem, maior o grau de complexidade da malha computacional a ser gerada e, conseqüentemente, mais complexa é a etapa de simulação. Sendo assim, pode-se considerar simplificações neste volume para tornar a simulação menos dispendiosa computacionalmente.

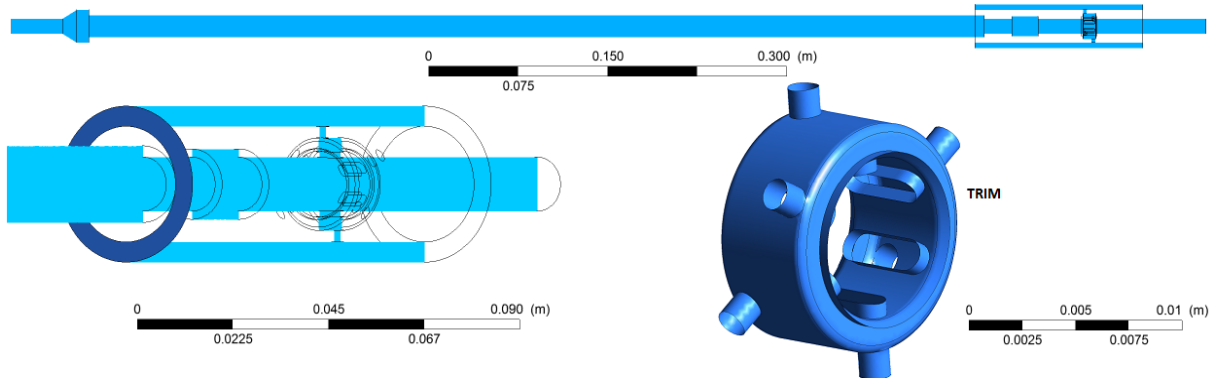
A região denominada TRIM está mais detalhadamente representada na Figura 9. Ela possui oito conexões (de 3 mm de diâmetro) dispostas de forma alternada na parte externa. Já a parte interna possui novamente oito conexões com formato de rasgos retangulares com cantos abaulados, seu comprimento é 10 mm.

Figura 8. Detalhamento do volume de controle.



Fonte: O autor.

Figura 9. Detalhamento da geometria e da região do TRIM.



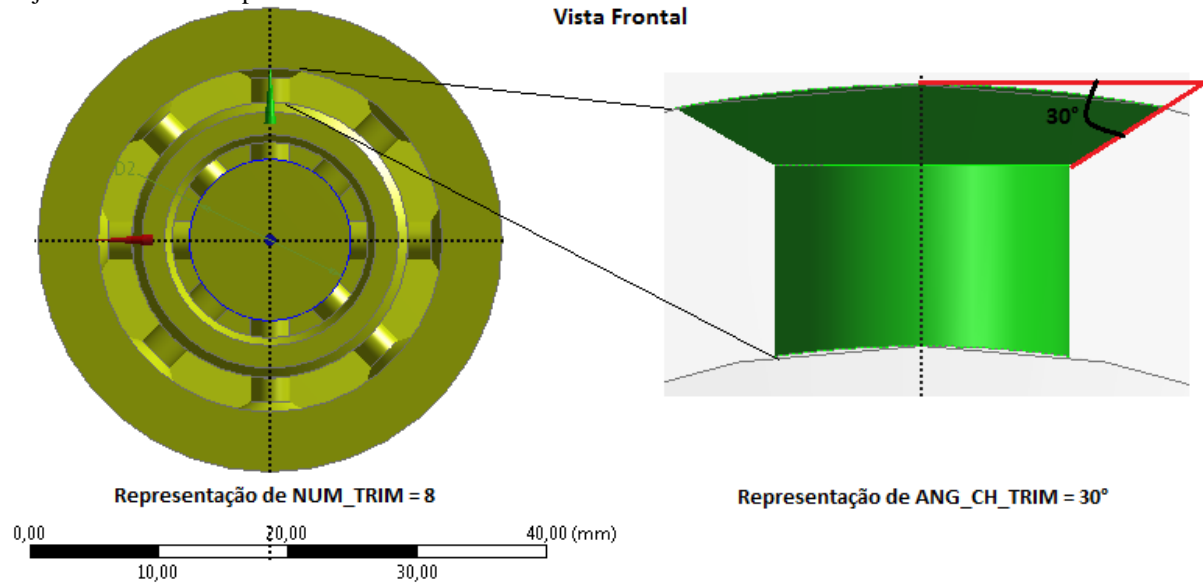
Fonte: O autor.

Um dos objetivos específicos do problema é avaliar os efeitos das variáveis geométricas de projeto. Desta forma, são construídas diversas geometrias e modificam-se alguns parâmetros como a quantidade de conexões na região denominada TRIM e o ângulo de inclinação do chanfro na entrada desta região. Na Figura 10 representa-se uma geometria com oito conexões no TRIM e angulação do chanfro de 30° . As várias possibilidades para os parâmetros geométricos estão apresentadas na Tabela 3. Nesta tabela, observa-se que as variáveis geométricas delineadas correspondem ao número de conexões, na região denominada TRIM (NUM_TRIM), e a angulação do chanfro (ANG_CH_TRIM) (Figura 10).

Para a variável NUM_TRIM consideram-se 6, 8 e 10 conexões, onde a condição com 8 conexões refere-se a projeto base (ANEXO I). Para a variável ANG_CH_TRIM considera-se angulação de 30° , 60° e 90° , onde a condição de 90° refere-se o projeto base. Em suma, para a obtenção dos volumes de controles com respeito às modificações nas variáveis geométricas, constrói-se um volume de controle base (Figura 8 e 9). As demais geometrias são obtidas mediante modificações neste volume de controle base, através de sua parametrização¹¹.

¹¹ Vinculações de cotas, equações e outros elementos através de planilhas à geometria do projeto (FRBPROJETOS, 2017).

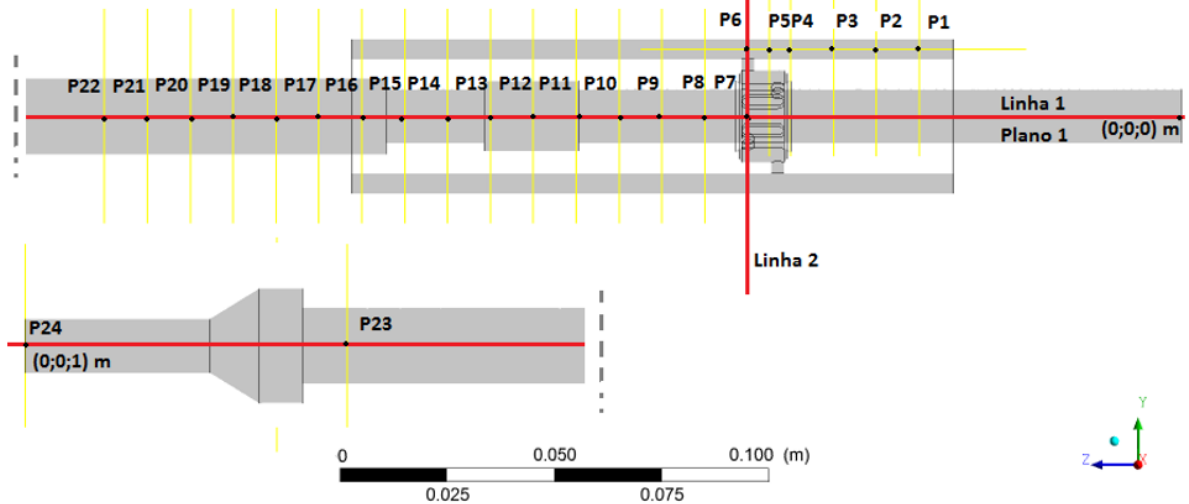
Figura 10. Representação dos parâmetros geométricos NUM_TRIM (igual 8) e ANG_CH_TRIM (igual a 30°), cujo delineamento é apresentado na Tabela 3.



Fonte: O autor.

Observa-se na Figura 11 os elementos (plano, pontos e linhas) considerados, na etapa de pós-processamento, para análise dos resultados das simulações na região do volume de controle. No APENDICE II, apresenta-se as coordenadas cartesianas para a obtenção destes elementos.

Figura 11. Plano ($X=0$; Y, Z), pontos de 1 a 23 ($X=0$; Y, Z), Linha 1 (P7 e P23) e Linha 2 (P6 e P7).



Fonte: O autor.

3.2.2. Representação das regiões de fronteiras e das condições de contorno

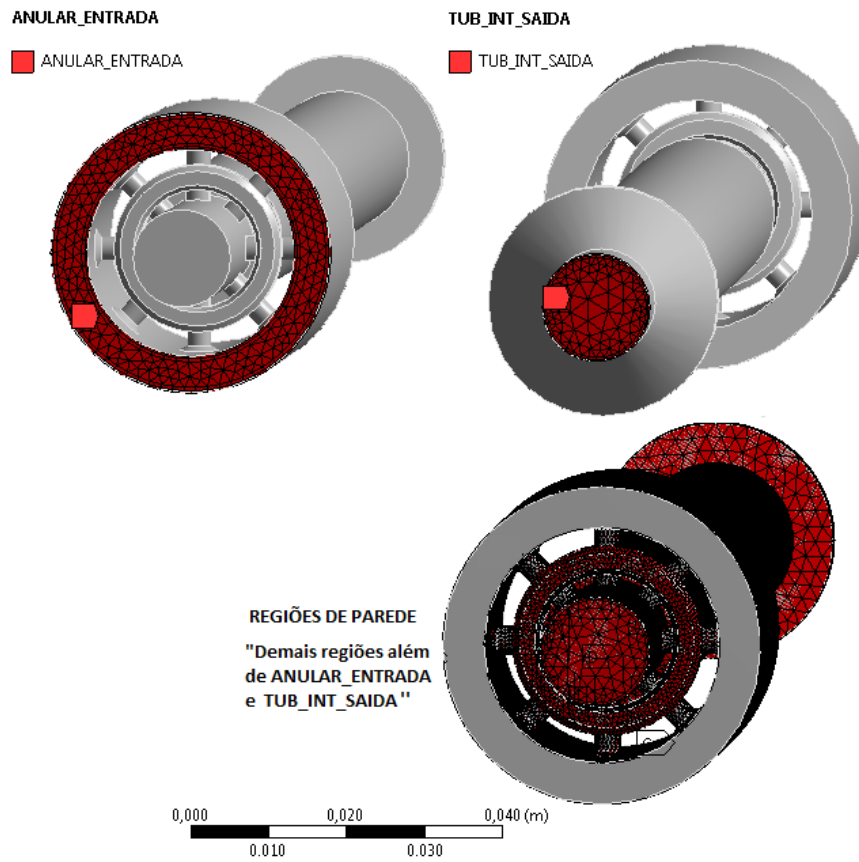
Após a modelagem do volume de controle do sistema é necessário delimitar as características da fronteira física. Estas características podem ser do tipo parede, entrada, saída ou interior do volume de controle. Nas simulações, resolve-se numericamente as equações de conservação descritas na seção de revisão bibliográfica, a partir do método numérico de volume finitos. Para isso, demandada-se as definições e valorações das condições iniciais e de contorno.

Na condição tipo entrada, define-se a velocidade média de injeção do fluido e a taxa de injeção de sólidos (parâmetro demandado na simulação DPM). Na condição tipo parede, define-se a condição de não escorregamento para a fase fluida e ou a condição *trap* (trapa), para a fase sólida (cristais de calcita). Esta última consideração permite que no pós-processamento determine-se a taxa de adesão dos cristais na parede do volume de controle. Na condição tipo saída, define-se a pressão de saída. A condição tipo *trap*, considerada na simulação do modelo DPM aprisiona todas as partículas que se chocam na fronteira física do volume de controle e às vaporizam. Ou seja, não se considera a variação da área da seção de escoamento em decorrência da deposição progressiva dos sólidos (FLUENT, 2015). Esta condição somente será habilitada a montante da entrada da região do TRIM, na segunda parte desta metodologia, que corresponde à simulação da abordagem DPM, ela é adequada para quantificar o montante de sólidos carregados à superfície de adesão.

Na Figura 12, apresentam-se as regiões de fronteiras demarcadas pela entrada e a saída do volume de controle, ANULAR_ENTRADA e TUB_INT_SAIDA, respectivamente. As demais regiões representadas correspondem às fronteiras físicas do volume de controle (paredes).

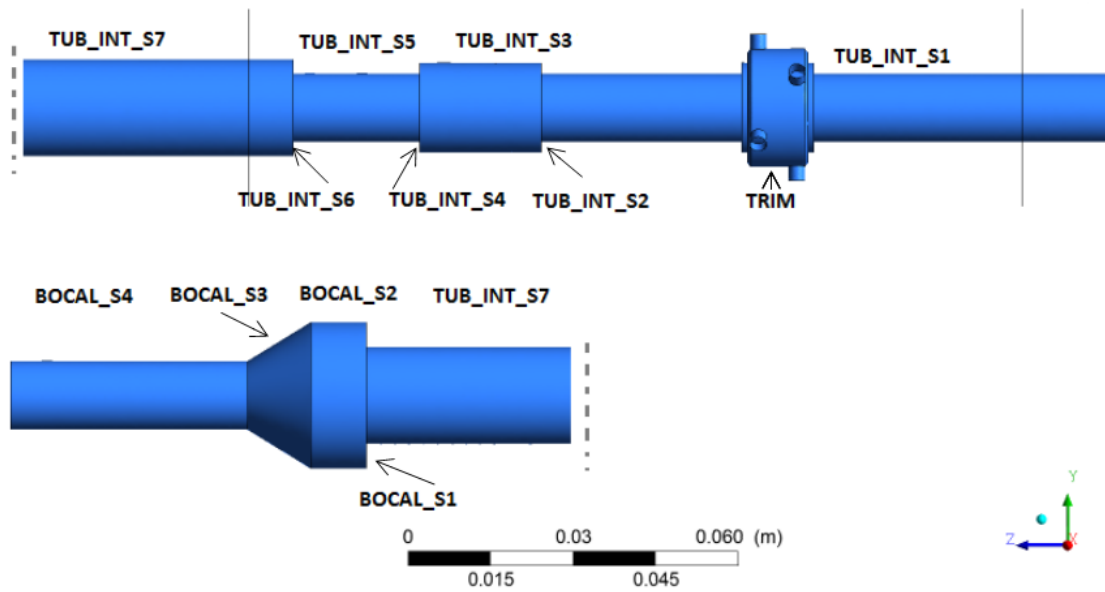
São observadas, na Figura 13, as fronteiras físicas internas do volume de controle. Nestas regiões representam-se as condições de contorno, condição de não escorregamento nas paredes, para simulação monofásica, e *trap* (trapa), para a simulação com o modelo de fase discreta (DPM).

Figura 12. Representação das regiões de fronteiras e das condições de contorno.



Fonte: O autor.

Figura 13. Representação das fronteiras internas do volume de controle.



Fonte: O autor.

3.3. MODELAGEM DA MALHA COMPUTACIONAL SOBRE O VOLUME DE CONTROLE E TESTE DE INDEPENDÊNCIA DE MALHA

Nesta etapa utiliza-se o *software ANSYS Mesh*[®] que dispõem de algoritmos de geração de malha, principalmente malhas não estruturadas tetraédricas. Esta ferramenta permite também a obtenção de um refinamento de parede adequado, a partir da função *Inflation*, para a representação da camada limite do escoamento.

Nos testes de independência de malha, busca-se identificar a malha computacional com menor custo benefício. Ou seja, identificar o menor refinamento possível em que a solução para um determinado perfil não mostre desvio significativo comparada com as demais malhas testadas.

Na Tabela 4, observa-se a quantidade de elementos das malhas averiguadas no teste de independência de malha frente aos parâmetros: N_E_V (número de elementos no vão - *Number of Cell Across the Grap*) e T_I (taxa de inflação da malha e dos elementos da camada de refinamento de parede *Mesh Growth Rate e Inflation Growth Rate*). Os demais parâmetros considerados para a geração das malhas podem ser averiguados no APÊNDICE I.

Tabela 4. Parâmetros variáveis para obtenção de diferentes graus de refinamento nas malhas, medido pelo número de elemento da malha.

Malha	N_E_V	T_I	Elementos
1	5	1,2	1451537
2	6	1,2	1986743
3	7	1,2	2639255
4	8	1,2	3622279
5	9	1,2	4583379
6	9	1,1	4680529

Fonte: O autor.

Neste estudo, o *software ANSYS Mesh*[®] é utilizado para gerar malhas não estruturadas, segundo as características gerais listadas na Tabela 3.

Em decorrência da grande variedade de variáveis geométricas, utiliza-se para o teste de independência de malha condições consideradas como críticas para a convergência da solução. Assim, considera-se a velocidade média do fluido na entrada da região do anular de 12 m/s,

viscosidade aparente do fluido em 1cP, maior ângulo de construção do chanfro (ANG_CH_TRIM de 90°) e menor quantidade de conexões do anular ao tubo interno (NUM_TRIM de 6). Destaca-se que para o teste de independência de malha, foi considerada na entrada do volume controle (ANULA_ENTRADA), uma velocidade média de 12 m/s, muito maior que a máxima velocidade considerada no delineamento experimental (Tabela 3). Desta forma, é possível a utilizar da malha escolhida em simulações futuras para uma faixa maior de vazão volumétrica.

As variáveis resposta estudadas no teste de independência e a pressão média no comprimento da Linha 2, além dos perfis de pressão e velocidade nesta mesma linha. A Linha 2 corresponde a um segmento de resta, paralela ao eixo Y do sistema de coordenadas cartesianas, que contém os pontos P6 e P7, identificados na Figura 11.

Um critério a ser considerado nas análises é o estudo da qualidade da malha mediante o monitoramento de métricas de qualidade. Segundo Fluent (2015), a qualidade da malha influencia diretamente na acurácia dos resultados e na estabilidade numérica da solução. Nestes termos, monitora-se a razão de aspectos¹² e o parâmetro y^+ ¹³, para garantir a referida qualidade. Considera-se como critério de qualidade, manter a razão de aspecto abaixo de 100 e parâmetro y^+ entre 11 e 300 (FLUENT, 2013). Desta forma, obtém-se uma melhor garantia de convergência e acurácia da solução, bem como a representação e contabilização adequada dos efeitos de parede.

3.4. CONDIÇÕES DE CONTORNO E PARÂMETROS FIXOS NAS SIMULAÇÕES

Utiliza-se o simulador comercial *ANSYS Fluent*[®] para realização dos experimentos computacionais. Para isto, o escoamento é considerado transiente, incompressível, monofásico (ou bifásico na segunda etapa) e turbulento. O efeito da gravidade orientado na direção inversa

¹² Razão de aspecto (*aspect ratio*) é uma medida do alongamento da célula, obtida pela razão entre o valor máximo e mínimo de alguma das possíveis distâncias: distância normal entre o centroide da célula e da face ou a distância entre o centroide da célula e os nós (FLUENT, 2015).

¹³ O parâmetro y^+ é uma distância adimensional, semelhante ao número de *Reynolds* local, bastante utilizada em CFD para descrever o adequado refinamento da malha na região de parede, para um fluxo específico. Corresponde à razão entre as influências turbulentas e laminares em uma célula (SALIM & CHEAH, 2009). Em Fluent (2013) este parâmetro é descrito detalhadamente.

do eixo Y, também é considerado, indicando que o volume de controle está disposto na horizontal.

As condições de contorno, juntamente com os modelos e os parâmetros considerados e utilizados no teste de independência de malhas e nas demais simulações realizadas neste trabalho são descritas no Quadro 3. Considera-se que a fase fluida possui a propriedade da água (com exceção a viscosidade em alguns casos), cuja massa específica é de 998 kg/m^3 .

Nas simulações referentes ao teste de independência de malha, considera-se a velocidade média na entrada (ANULAR_ENTRADA) do volume de controle como 12 m/s . A condição de pressão de saída (*pressure outlet*) é definida na superfície TUB_INT_SAIDA (Figura 12), considera-se esta pressão como 1 atm . Tais condições resultará na escolha de uma malha superestimada, visto que a velocidade de 12 m/s é bem maior que a velocidade máxima delimitada na Tabela 3. Desta forma, essa malha poderá ser utilizada para simulação em uma faixa maior de vazão volumétrica, oferecendo maior flexibilidade do ponto de vista investigativo.

Quadro 3. Condições de contorno, parâmetros e modelos adotados nas simulações.

Condição de contorno	Velocidade da fase sólida igual à da fase fluida		
	Pressão atmosférica na saída do volume de controle		
	Condição de não deslizamento nas regiões de parede		
	Condição tipo <i>trap</i> à jusante da entrada do TRIM, na simulação DPM		
Modelos	Turbulência - <i>k-Epsilon Realizable- Enhanced Wall Treatment</i>		
	DPM - <i>Discret Phase Model</i>		
Parâmetros dos DPM	Modelos Físicos	Força de massa virtual	
		Força de gradiente de pressão	
		Erosão	
		Acreção	
	Interação entre as fases	Interação com a fase contínua	
		Atualização da fonte DPM em todos passos de tempo	
	Passo de tempo partícula	0,001 s	
	Partícula esférica	Carbonato de cálcio inerte	
Diâmetro: 60 μm			
Dispersão turbulenta das partículas	<i>Discrete Radom Walk Model</i>		
Parâmetros da solução	Passo de tempo	0,001s	
	Aceleração da Gravidade	9,81 m/s^2 orientado para (0, -Y, 0)	
	Esquema de acoplamento pressão velocidade	<i>SIMPLE</i>	
	Desratização espacial	Gradiente	<i>Least Square Cell Based</i>
		Pressão	<i>Second Order</i>
		<i>Momentum</i>	<i>Second Order Upwind</i>
		Energia cinética turbulenta	<i>Second Order Upwind</i>
		Taxa de dissipação de turbulência	<i>Second Order Upwind</i>
	Formulação transiente	<i>Second Order Implicit</i>	

Fonte: O autor.

Para a verificação do regime de escoamento e averiguação da necessidade da utilização de um modelo de turbulência, calcula-se o número de *Reynolds* na região na entrada da região do TRIM. Considera-se as condições operacionais e geométricas definidas na Tabela 3 que teoricamente resultam em menores números de *Reynolds*. A partir do princípio de conservação da massa aplicado entre a entrada do volume de controle e as entradas da região do TRIM, obtém-se uma estimativa da velocidade média do escoamento na região de entrada do TRIM. Esta região é detalhada na Figura 10 e possui 3 mm de diâmetro, quando considera-se o caso sem chanfro.

Considerando as condições com a menor velocidade da Tabela 3, 1m/s, e maior número de conexões no TRIM, NUM_TRIM = 10, calcula-se a velocidade média na região de entrada do TRIM como 6,48 m/s. Através da Equação 18, da espessura deste canal e das propriedades do fluido (propriedades da água), calcula-se um número de *Reynolds* de 19438. Quando se considera a viscosidade do fluido como 7,5 cP, o número de *Reynolds* calculado é de 2592. Visto que este adimensional é proporcional à espessura do canal, as demais regiões do volume de controle com maiores dimensões apresentarão valores superiores para os números de *Reynolds*. Assim, baseado em Fox, Pritchard e McDonald (2000), o escoamento é turbulento e, segundo Fluent (2015), a modelagem turbulenta $k-\epsilon$ pode ser empregada.

Além destas verificações, devido à complexidade da geometria do volume de controle e da natural tendência de curvatura das linhas de correntes do escoamento frente a esta geometria. A componente força inercial do número de *Reynolds* é favorecida, e a tendência, mesmo em baixos números de *Reynolds*, é a predominância do escoamento turbulento.

3.5. PÓS-PROCESSAMENTO E ANÁLISES DOS RESULTADOS

Utiliza-se o *software* comercial de pós-processamento *ANSYS CFD-Post*[®] para avaliação dos perfis fluidodinâmicos de velocidade, pressão e da taxa de adesão dos cristais de carbonato de cálcio nas superfícies do volume de controle.

Nesta etapa, os testes de independência de malha são cumpridos mediante a observação da estabilização dos perfis de velocidade e pressão em certas regiões da ferramenta.

Realiza-se também a análise de convergência para estudar e obter o menor tempo de simulação necessário para as simulações monofásicas. Para o caso monofásico, plota-se o perfil

de pressão e velocidade na Linha 2 (Figura 11) para o experimento 18¹⁴, definido na Tabela 3, em diferentes tempos de simulação. Em tese, o escoamento alcança o regime de permanência quando os perfis de velocidade e pressão não variam consideravelmente após um determinado tempo de simulação. Vale salientar que o escoamento turbulento é essencialmente transiente, contudo quando o fluxo alcança a permanência, entende-se que as quantidades físicas envolvidas variam em torno de um valor médio.

No âmbito do estudo dos resultados, a metodologia análise de variância ANOVA (*Analysis of Variance*) descrita em Montgomery (2009) e Kottegoda, Nathabandu e Rosso (2008) é utilizada. Desta forma, pode-se identificar dentre as variáveis independentes quais destas possuem maior significância no cálculo do gradiente de pressão e posteriormente na taxa de incrustação em regiões específicas do domínio físico.

Mediante a técnica de superfície resposta (MONTGOMERY, 2009) obtêm-se, pelo *software R*, gráficos tridimensionais e bidimensionais de curvas de níveis para as variáveis de maiores significâncias. Identifica-se as faixas dos parâmetros operacionais que minimizem a perda de carga da ferramenta, bem como a tendência de precipitação carbonática inerente à queda de pressão.

3.6. SIMULAÇÃO DA PRECIPITAÇÃO DO CARBONATO DE CÁLCIO

Após identificação das condições operacionais e geométricas que minimizam a queda de pressão na ferramenta, realiza-se a simulação do carreamento dos cristais de carbonato de cálcio através da abordagem DPM (*Discret Phase Model*). Considera-se as condições de paredes do tipo *trap* (trapa), onde a trajetória das partículas é abortada quando se chocam com tais fronteiras (FLUENT, 2015). Desta forma, permite-se quantificar a taxa de adesão de forma integral bem como algumas características do transporte dos cristais em suspensão. Entretanto, esta metodologia é limitada para simulação do fenômeno de incrustação, pois, além de considerar a adesão de 100% das partículas, não considera o acúmulo volumétrico dos sólidos.

¹⁴ Foi considerado o experimento 18, da Tabela 3, pois observa-se que suas condições simuladas acarretam em maiores amplitudes no diferencial de pressão entre a entrada e a saída do volume de controle. Esta maior amplitude sinaliza a demanda de um maior tempo para a ocorrência do regime de permanência. Esta consideração é observada por Poole e Ridley (2007). Segundo eles, quanto maior o número de *Reynolds* maior o tempo demandado para que seja alcançado o desenvolvimento do escoamento e o estado de permanência.

Sendo assim, não permite quantificar a progressiva diminuição de seção de fluxo, todavia, representa um passo inicial na modelagem e simulação do fenômeno de incrustação inorgânica.

A partir da extrapolação dos resultados de Cosmo (2013), é estimado a vazão mássica do CaCO_3 precipitado, necessária como parâmetro para a simulação DPM, juntamente com as condições especificadas na Tabela 3.

Para uma vazão volumétrica Q (em m^3/dia), considerando a massa molar da calcita como $100,0869$ g/mol, obtém-se uma relação para a massa total de calcita precipitada M_{TT} (em kg/dia) da solução, passível de deposição e adesão.

$$M_{TT} = 0,1000899 \cdot X_{TT} \cdot Q \quad (23)$$

Desta forma, obtendo X_{TT} , através da Tabela 2, é possível estimar a massa total de calcita precipitada como função da queda de pressão e da temperatura.

Considerando o delineamento das variáveis independentes especificadas, são simulados os casos da Tabela 3 referentes ao máximo e mínimo diferencial de pressão global no volume de controle. De posse dos resultados de queda de pressão (em atm) e considerando uma temperatura fixa em 70° , calcula-se a taxa de precipitação de calcita. Em suma, através de uma interpolação (ou extrapolação) quadrática dos dados da Tabela 2 (seção 2), pode-se estimar a quantidade de calcita precipitada (em mmol/L). De posse destes resultados, calcula-se a quantidade de calcita precipitada da solução (em kg/s) através da Equação 23, esta taxa é utilizada como condição inicial para aplicação da modelagem de fase discreta (DPM).

Provido dos resultados da simulação DPM, avalia-se qualitativamente as regiões mais prováveis de precipitação dos sólidos, bem com o quantitativo teórico da massa de calcita precipitada nas fronteiras internas do volume de controle.

Não se espera, neste trabalho, representar o fenômeno físico de adesão de forma fiel, pois a modelagem multifásica utilizada não possui tal robustez. Entretanto, ela fornece um indicativo da tendência, bem como das ordens de grandezas envolvidas no fenômeno de incrustação. Esta tarefa pode ser abordada em trabalhos futuros.

CAPÍTULO 4 - ANÁLISE E DISCUSÃO DOS RESULTADOS

Nesta seção são apresentados e discutidos os resultados alcançados. Primeiramente analisa-se o teste de independência de malha para identificação da malha mais robusta com respeito aos critérios descritos. É analisado também o tempo mínimo para que haja a garantia do desenvolvimento do escoamento, bem como o alcance do regime de escoamento permanente, utilizando como base a região do TRIM, considerando escoamento monofásico. É então realizado um estudo do efeito de cada fator através de comparações gráficas dos resultados das simulações, da análise estatística e da metodologia de superfícies respostas, de acordo com o delineamento experimental *Box-Behnken*. O último passo é estudar os resultados oriundos da simulação do transporte de cristais pela fase contínua segundo a modelagem de fase discreta (DPM).

4.1. TESTE DE INDEPENDÊNCIA DE MALHA

Com respeito a metodologia apresentada para o teste de independência de malha, busca-se avaliar a malha computacional com maior relação benefício custo. É desejado a maximização da acurácia dos resultados e a minimização do custo computacional demandado. Foram construídas seis malhas com diferentes níveis de refinamento (Tabela 4), partindo da malha mais grosseira para a mais refinada.

Na Tabela 5 a média da pressão no comprimento da Linha 2 (Figura 11), obtida pela função *length average* do *Software ANSYS CFD-Post*[®], é observada. Na terceira coluna da Tabela 5 tem-se a porcentagem de crescimento ou decréscimo da pressão média na Linha 2, considerando a malha anterior para a posterior. É notório que a pressão média na Linha 2 segue uma tendência crescente. Contudo, a taxa de crescimento da Malha 5 para Malha 6 (com respeito a malha anterior) diminui de 2,438% para 1,027%, mostrando uma tendência assintótico para média da pressão na Linha 2. Nota-se também que o diferencial de pressão da Malha 6 para a Malha 2 (menor valor observado) é de 4,2 atm, o que representa um aumento de 5,9% nesta grandeza.

Tabela 5. Análise da taxa de crescimento da pressão média na Linha 2.

Malha	Pressão Média na Linha 2 [atm]	Porcentagem de Crescimento
1	64,20	
2	63,81	-0,606%
3	64,88	1,644%
4	65,49	0,943%
5	67,13	2,438%
6	67,83	1,027%

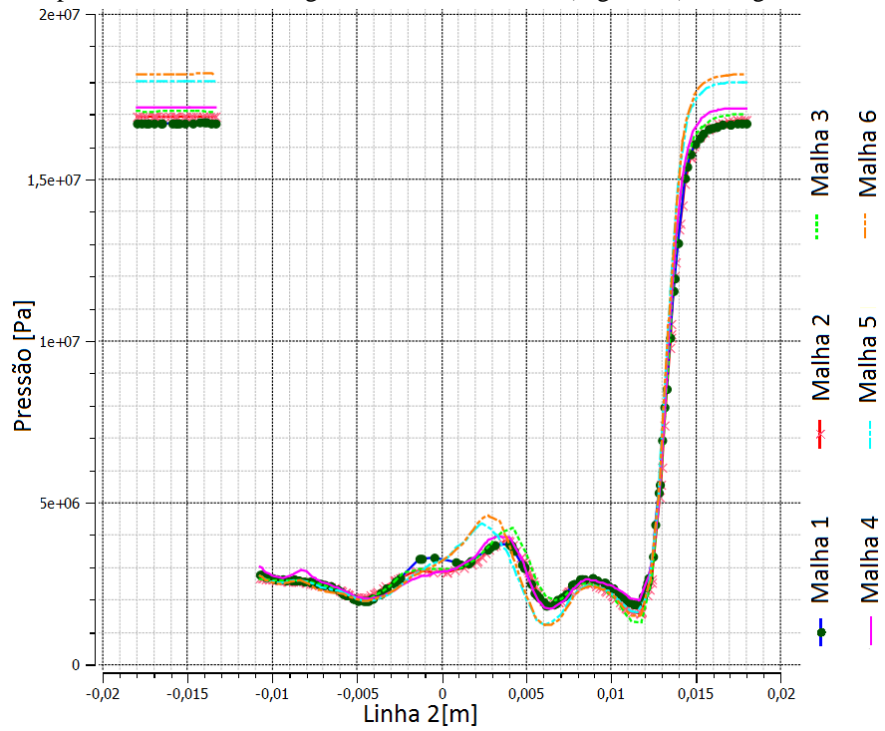
Fonte: O autor.

Nas Figuras 14 e 15 observam-se, respectivamente, o perfil de pressão e magnitude da velocidade no comprimento da Linha 2, especificada na Figura 11, para as Malhas definidas na Tabela 4. É possível observar um comportamento bastante similar entre os perfis de pressão e velocidade para as Malha 5 e 6. Em suma, quanto maior o refinamento da malha, estes perfis tendem a convergir para o comportamento observado na Malha 6.

Sem mais delongas, a Malha 3 é considerada como adequada para este estudo, visto que, com respeito à Malha 6, difere em 4% a menos no cálculo da pressão média na Linha 2 (Tabela 5). Além disto, possui 2041274 elementos a menos do que a malha 6. Um dos fatores determinantes para a escolha desta malha foi o tempo de simulação. Observa-se que simulações com a Malha 3 demandam em torno de 5,2 dias para calcular 20 segundos. Ao passo que utilizando a Malha 6, 9,3 dias são demandados para simulação dos mesmos 20 segundos.

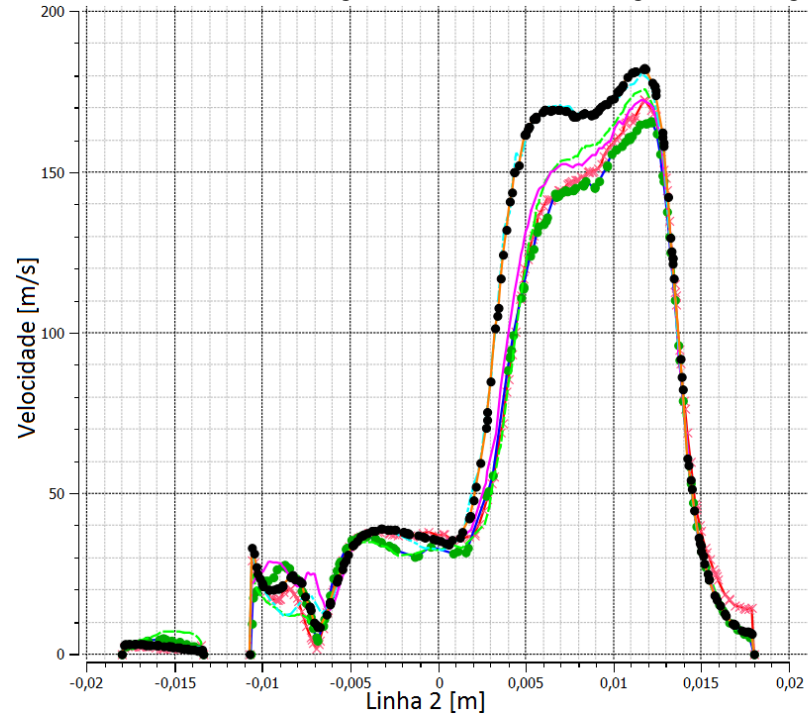
É necessário sublinhar que todas as simulações foram realizadas em microcomputadores HP *EliteDesk* 800 G1 SFF, processador *Intel Core I5-4570 CPU@ 3.20GHz* e 8 GB de memória instalada (RAM). Utilizou-se, em paralelo, 4 núcleos de processamento para cada simulação.

Figura 14. Perfis de pressão definidos no segmento de reta, Linha 2 (Figura 11), na região do TRIM.



Fonte: O autor.

Figura 15. Perfis de velocidade definidos no segmento de reta, Linha 2 (Figura 11), na região do TRIM.

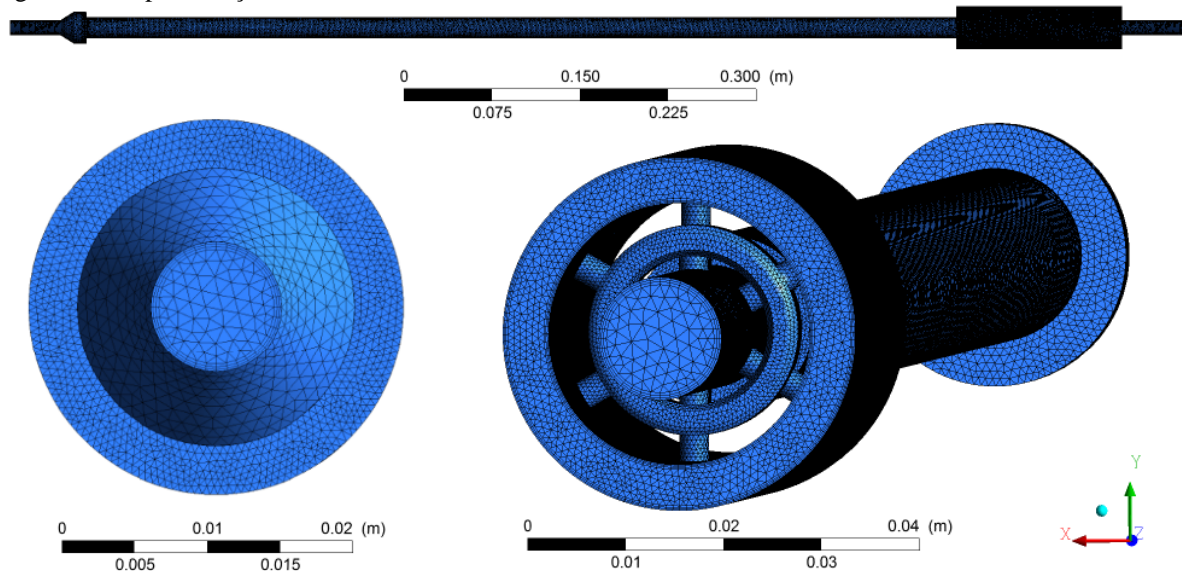


Fonte: O autor.

Como um dos objetivos deste trabalho corresponde na análise paramétrica de feições geométricas, a geometria do volume de controle é modificada, de acordo com a Tabela 3, para obtenção dos diferentes volumes de controle associados a tais modificações. As malhas computacionais referentes a cada uma destas modificações topológicas serão obtidas mediante os mesmos parâmetros utilizados para obtenção da Malha 3. Desta forma, as malhas obtidas referentes as mudanças geométricas possuirão uma quantidade de elementos diferente da Malha 3. Contudo, com ordem de grandezas similares e próximas.

A malha 3 é apresentada na Figura 16, ela possui 2639255 elementos, em sua maioria volumes tetraédricos. Apresenta razão de aspecto mínima, média e máxima de 1,16, 2,8 e 77,28 respectivamente e o refinamento da região de parede é garantido por três camadas de elementos paralelos, de baixa espessura com taxa de crescimento de 1,3.

Figura 16. Representação da Malha 3.



Fonte: O autor.

Vale ressaltar que a geometria do volume de controle e a variável velocidade (parâmetro da simulação) foram escolhidos de forma a tornar a convergência da solução o mais crítica o possível. Em outras palavras, a velocidade de 12 m/s na região ANULAR_ENTRADA, a menor quantidade de conexões na região do TRIM (NUM_TRIM igual a 6) e a não presença do chanfro (Figura 11) (ANG_CH igual a 90°), contribui para que haja uma condição crítica do ponto de vista da convergência numérica da solução. Estas condições induzem regiões

localizadas no volume de controle como maiores intensidades no campo de velocidade e/ou variações mais significativas nas linhas de correntes. Assim, os parâmetros de obtenção da malha adotada garantem a robustez, do ponto de vista da convergência, bem como a precisão das soluções para casos especificados na Tabela 3.

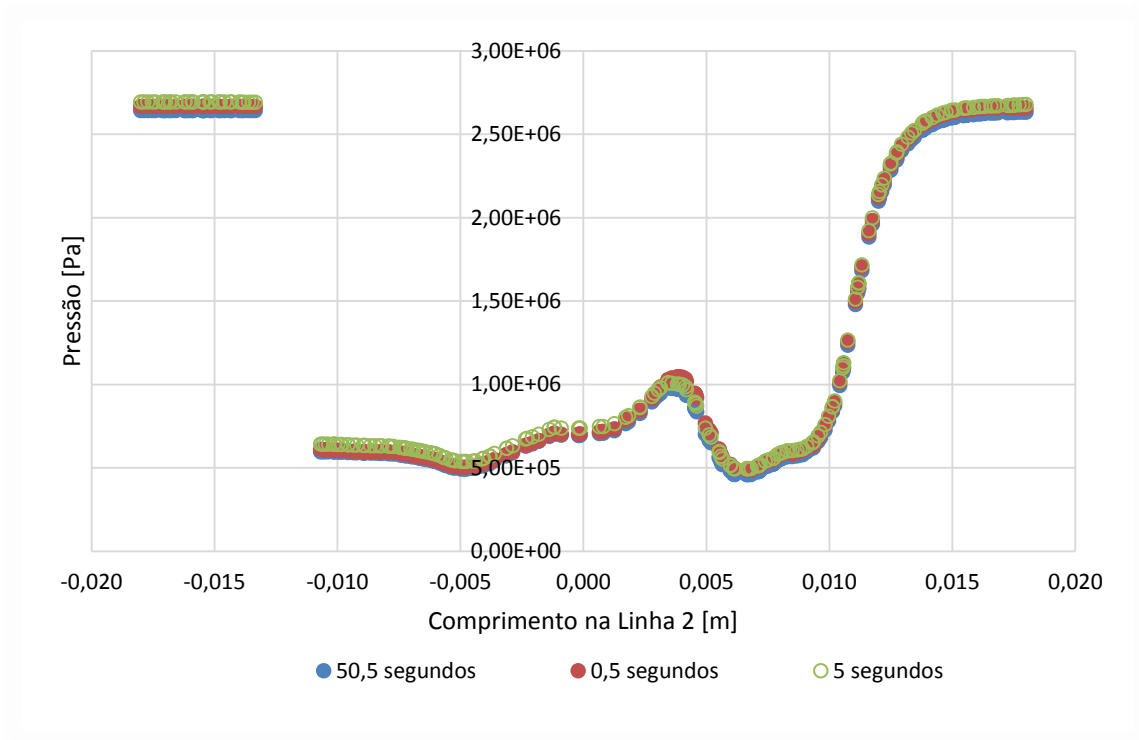
4.2. ANÁLISE DA CONVERGÊNCIA DA SOLUÇÃO PARA O CASO MONOFÁSICO

Nesta etapa é analisado o tempo mínimo necessário para garantir que o escoamento alcance o estado de permanência. São observados na Figuras 17 e 18 os perfis de pressão e velocidade dispostos no comprimento da Linha 2, definida na Figura 11. Em ambos os gráficos pode-se notar que há uma diferença significativa entre os resultados para o tempo 0,5 s com respeito aos demais casos, esta diferença é mais expressiva para o perfil de velocidade (Figura 18).

De forma geral, observa-se, tanto para o perfil de pressão quanto para o perfil de velocidade, que não existe diferença significativa entre os perfis, para os tempos de simulação de 5 e 50,5 s. Desta maneira, infere-se que acima de 5 s o escoamento alcança o estado de permanência.

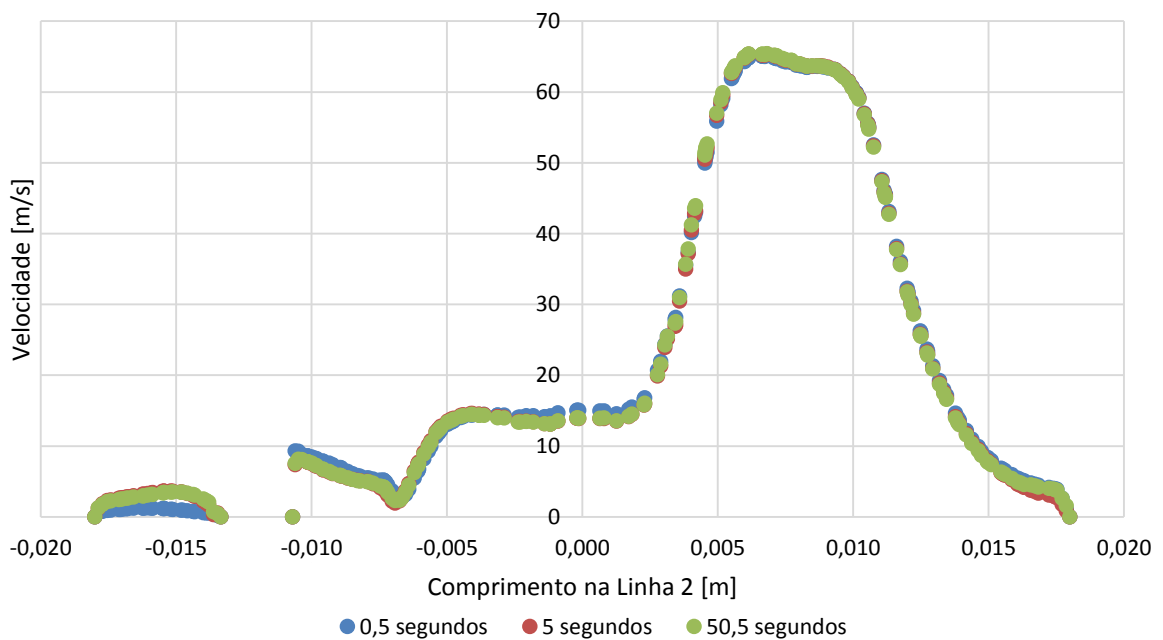
É importante destacar que a preferência pelo caso 18, da Tabela 3, foi baseada nos resultados das simulações observados na Tabela 6 (seção 4.3). Nota-se que este caso apresenta o maior diferencial de pressão entre a entrada e a saída do volume de controle. Efeito análogo é observado para velocidade do escoamento, sucedendo que o experimento 18 corresponde ao que apresenta a maior velocidade na região do TRIM. Desta forma, o tempo necessário para este experimento alcançar o estado completamente desenvolvido e o regime de permanência, é o maior possível, com respeito aos demais experimentos. Este raciocínio é baseado nas observações de Poole e Ridley (2007) de que tempo demandado para o desenvolvimento do escoamento aumenta com o incremento da velocidade média do fluxo.

Figura 17. Perfis de pressão do Exp. 18 na Linha 2 (Figura 11) para três tempos de simulação.



Fonte: O autor.

Figura 18. Perfis de velocidade do Exp. 18 na Linha 2 (Figura 11) para três tempos de simulação.



Fonte: O autor.

4.3. RESULTADOS DO DELINEAMENTO EXPERIMENTAL

Na Tabela 6 são apresentados os resultados das simulações previamente delineadas (Tabela 3). A variável resposta, corresponde ao diferencial de pressão entre a entrada do volume de controle (ANULAR_ENTRADA) e sua saída (TUB_INT_SAIDA).

Em uma análise direta da Tabela 6, mediante comparações entres os casos, é possível identificar os efeitos de primeira ordem das variáveis independentes. Por exemplo, comparando Exp. 1 com Exp. 2, pode-se estudar o efeito do aumento da velocidade e comparando Exp. 21 com Exp. 22, o efeito da viscosidade do fluido é averiguado. Os efeitos das variáveis geométricas também podem ser entendidos, comparando Exp. 6 com Exp. 7, para a variável NUM_TRIM, e Exp. 21 com Exp. 23, para a variável ANG_CH_TRIM. Entretanto, opta-se por apresentar mais detalhadamente os efeitos extremos, observados em Exp. 18 e Exp. 19.

De forma geral, as observações principais são:

- I. O aumento da velocidade de 1 para 5 m/s (Exp.1 para Exp.2), resulta em um aumento de 14,52 atm na variável diferencial de pressão. Com base em Fox, Pritchard e Mcdonald (2000), este aumento no diferencial de pressão, corresponde ao efeito do incremento da velocidade na perda de carga distribuída e localizada;
- II. O aumento da viscosidade de 1 para 15 cP (Exp.21 para Exp.22), resulta em um aumento de 0,71 atm no diferencial de pressão na ferramenta. Esta variável está associada ao incremento da contribuição dos efeitos de parede na perda de carga, devido principalmente à ampliação da camada limite;
- III. O aumento na quantidade de conexões na região do TRIM, de 6 para 10 (Exp.7 para Exp.8), ocasiona uma diminuição em 6,34 atm na variável diferencial de pressão. Associa-se esta redução à maior área aberta ao fluxo, decorrente do aumento da variável NUM_TRIM, o que acarreta em uma menor aceleração do fluido na região do TRIM e, consequentemente, menor perda de carga;
- IV. O efeito do aumento da angulação do chanfro na região de entrada do TRIM, de 30° para 90° (Exp.21 para Exp.23), resulta em um aumento de 1,19 atm na variável diferencial de pressão. Associa-se esta contribuição ao incremento da perda de carga

localizada, decorrente da diminuição na suavização das linhas de corrente na entrada da região do TRIM, fruto da ausência do chanfro.

Tabela 6. Resultados das simulações para a variável diferencial de pressão.

Exp.	Velocidade [m/s]	Viscosidade [cP]	NUM_TRIM [N°]	ANG_CH_TRIM [°]	ΔP [atm]
1	1	1	8	60	0,62263
2	5	1	8	60	14,78551
3	1	15	8	60	0,72719
4	5	15	8	60	15,97862
5	3	8	6	30	9,10961
6	3	8	10	30	4,23860
7	3	8	6	90	11,32528
8	3	8	10	90	4,98112
9	1	8	8	30	0,71097
10	5	8	8	30	15,92312
11	1	8	8	90	0,82402
12	5	8	8	90	19,37208
13	3	1	6	60	8,75829
14	3	15	6	60	9,37477
15	3	1	10	60	3,85728
16	3	15	10	60	4,42324
17	1	8	6	60	1,07534
18	5	8	6	60	25,03783
19	1	8	10	60	0,51282
20	5	8	10	60	11,30905
21	3	1	8	30	5,39105
22	3	15	8	30	6,10832
23	3	1	8	90	6,58848
24	3	15	8	90	7,10994
25	3	8	8	60	5,69462
26	3	8	8	60	5,70122
27	3	8	8	60	5,70658
28	3	8	8	60	5,69613

Fonte: O autor.

4.3.1. Análise dos casos extremos: Exp. 18 e Exp. 19

Na Tabela 6, é possível observar que a décima oitava simulação apresenta o maior diferencial de pressão enquanto a décima nona apresenta o menor. Nestes dois casos o efeito

combinado do aumento da velocidade, de 1m/s para 5 m/s, e da diminuição do número de conexões no TRIM (NUM_TRIM), de 10 para 6, induz o aumento do diferencial de pressão de 0,51 para 25,03 atm.

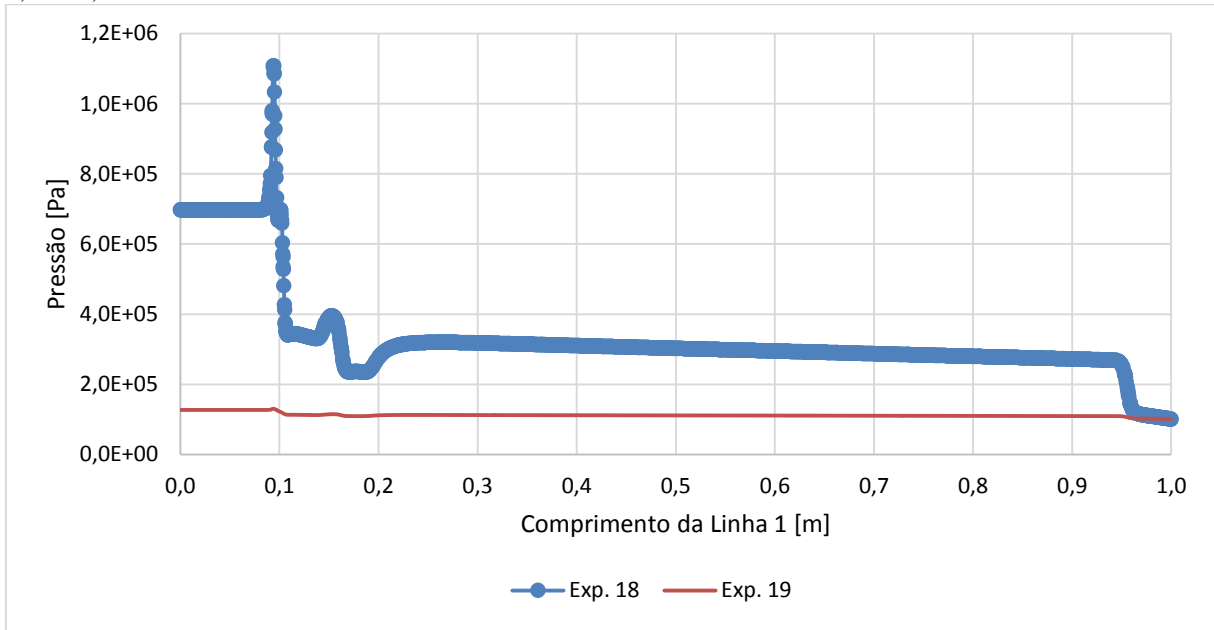
Nas Figuras 19 e 20 observam-se os perfis de pressão, respectivamente nas Linha 1 e Linha 2, para as simulações 18 e 19. Em uma análise mais detalhada destas figuras é evidente a diferenciação entre os casos 18 e 19. Nota-se, em ambas as figuras, que o efeito referente ao caso 19 é minoritário devido à menor intensidade da velocidade na entrada (ANULAR_ENTRADA) e a maior área aberta ao escoamento na região do TRIM. Em contrapartida, os efeitos referentes ao caso 18 são bem mais intensos. Observa-se na Figura 19 que o perfil de pressão na Linha 1, para o caso 18, é consideravelmente mais afetado pelo fluxo de fluido oriundo da região do TRIM e pelas variações do diâmetro interno no volume de controle do que o perfil de pressão para o caso 19.

Na Figura 20 observa-se uma variação no perfil de pressão de 18,94 atm referente ao caso 18. Neste caso a queda de pressão na região do TRIM corresponde 75,68% do diferencial de pressão global medido no experimento 18 (Tabela 6). Este efeito é associado à magnitude de velocidade na região ANULAR_ENTRADA e à menor quantidade de conexões no TRIM (NUM_TRIM). De certa forma o efeito da queda de pressão na região do TRIM pode ser associada à mudança de direção das linhas de corrente (Figura 23) e à aceleração do fluido, devido a menor área aberta ao escoamento nesta região¹⁵.

Nas Figuras 21, 22 e 23 destacam-se o comportamento da velocidade e a tendência de aceleração do escoamento na região do TRIM. Além este efeito, é observado na Figura 23 a mudança intensa na direção das linhas de correntes, considerando os experimentos computacionais 18 e 19.

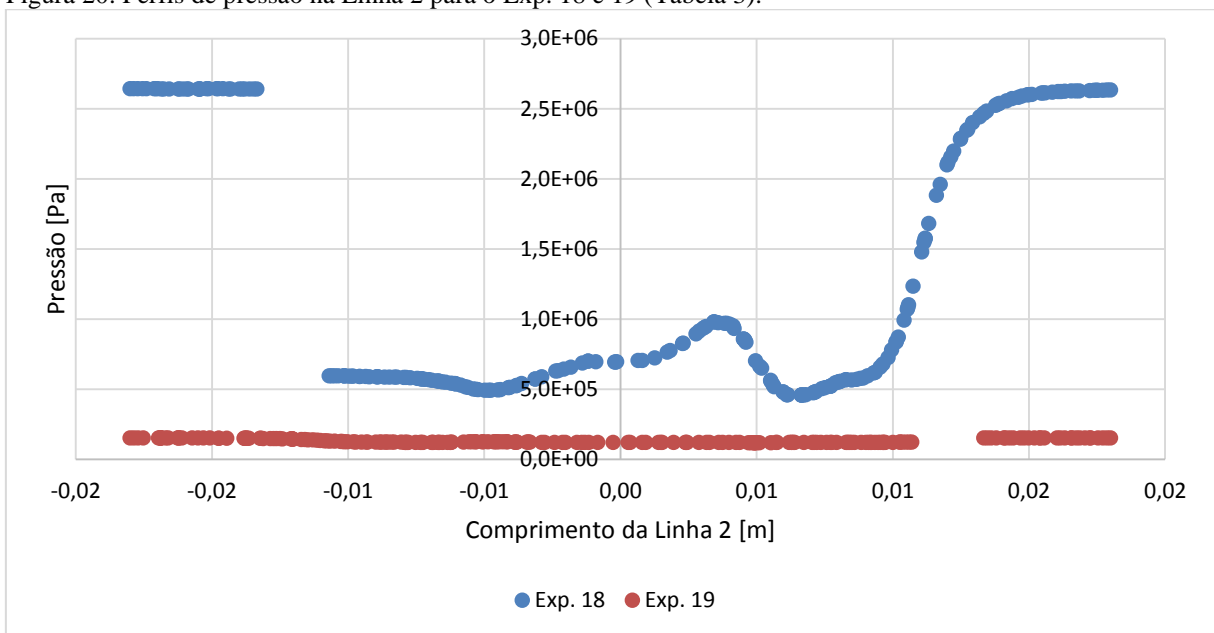
¹⁵ A entrada da região do TRIM possui um diâmetro de 3 mm, vide Figura 10.

Figura 19. Perfis de pressão na Linha 1 para o Exp. 18 e 19 (Tabela 3), onde a região do TRIM localiza-se entre 0,09 a 0,1 m.



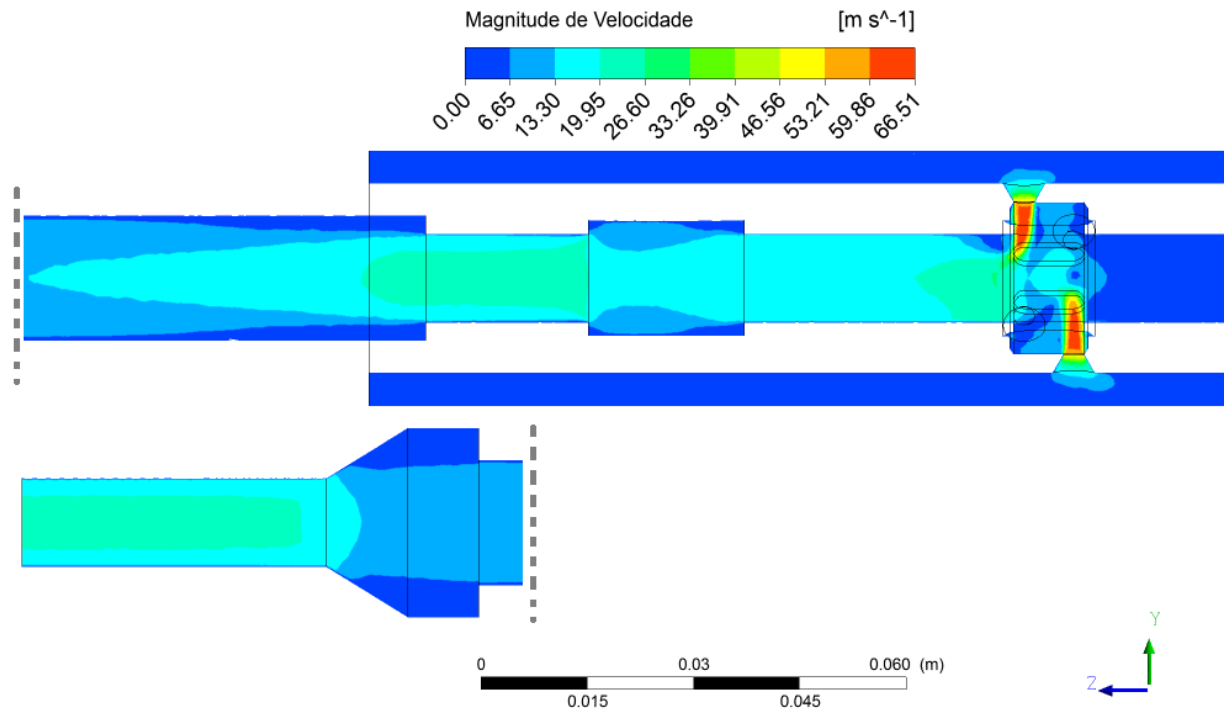
Fonte: O autor.

Figura 20. Perfis de pressão na Linha 2 para o Exp. 18 e 19 (Tabela 3).



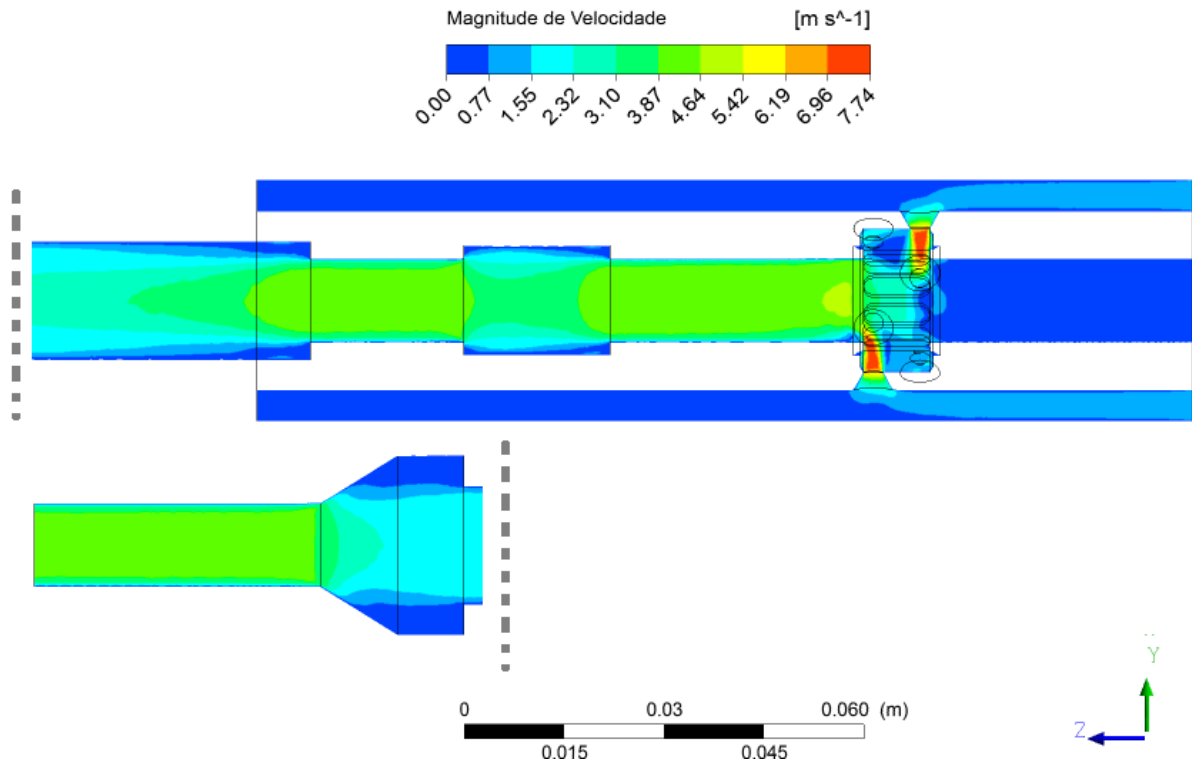
Fonte: O autor.

Figura 21. Visão localizada do perfil de velocidade, para o Exp. 18, no Plano 1, definido na Figura 11.



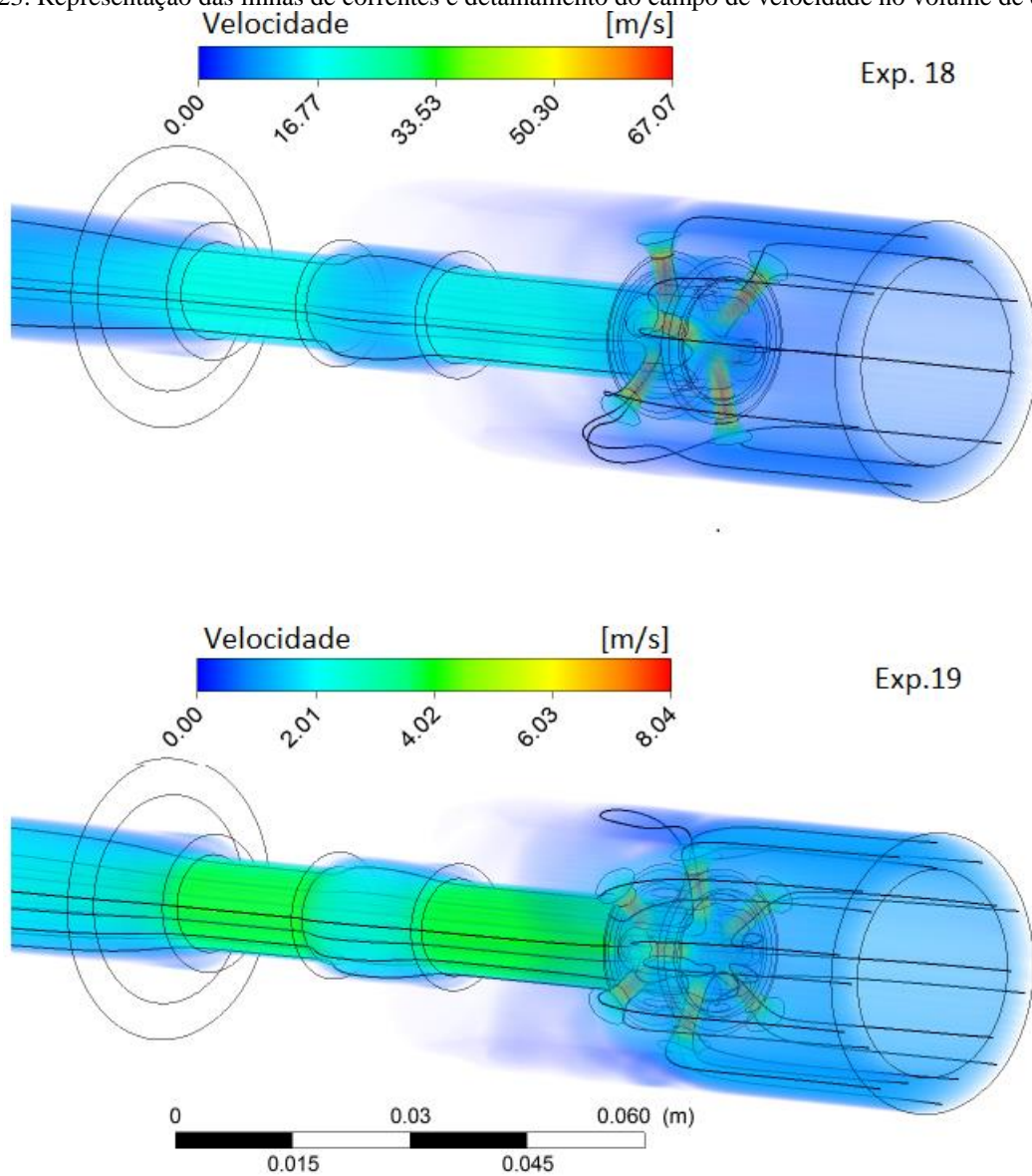
Fonte: O autor.

Figura 22. Visão localizada do perfil de velocidade, para o Exp. 19, no Plano 1, definido na Figura 11.



Fonte: O autor.

Figura 23. Representação das linhas de correntes e detalhamento do campo de velocidade no volume de controle.



Fonte: O autor.

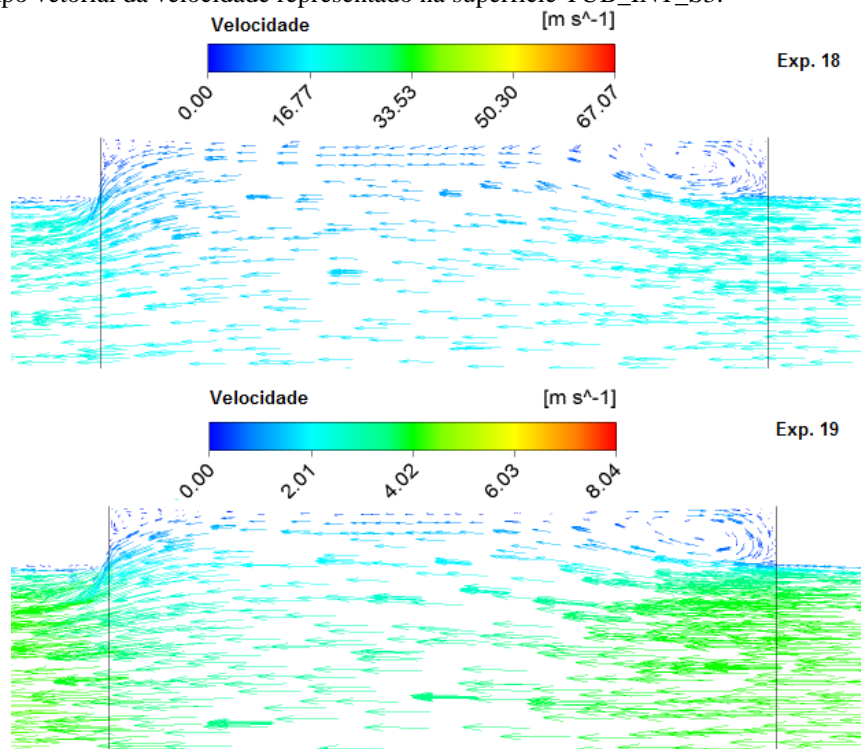
Na Figura 20 a 23, o campo de velocidade pode ser analisado, é notório a correlação direta entre a aceleração do escoamento e o decréscimo acentuado do perfil de pressão (Figura 19 e 20). Observam-se, principalmente, decorrente das variações instantâneas na seção de escoamento, zonas de recirculações de baixas velocidades. Estes locais são entendidos como propícios para deposição de sólidos devido a menor força de arraste¹⁶ das partículas e ao

¹⁶ A força de arraste em uma partícula é diretamente proporcional à velocidade local do fluxo, vide Equação 13.

gradiente de pressão entre linha de centro tubo e a parede do volume de controle. Entretanto, tais correntes de recirculação, a depender de suas intensidades, poderão contribuir para o arraste dos sólidos para regiões distantes da região de adesão e agir como agente inibidor da incrustação.

A representação vetorial do campo de velocidade na superfície TUB_INT_S3 é apresentada na Figura 24, é possível notar que as velocidades médias nas zonas de recirculação tendem a aumentar do experimento 19 para o 18. Isto indica um aumento no arraste de um possível sólido particulado em regiões próximas à parede quando aumentada a velocidade média do escoamento. Entretanto, é evidenciado que tais regiões correspondem a zonas de baixas velocidades. Segundo Burger Perkins e Striegler (1981), próximo às fronteiras físicas do escoamento ocorrem regiões de fluxo organizadas em subcamadas laminares que favorecem o transporte dos cristais em direção à superfície de adesão. Desta forma, em uma primeira análise, é possível dizer que essas regiões são propícias à ocorrência do fenômeno de incrustação. Contudo, um maior estudo é necessário para averiguar tal hipótese (este estudo segue como sugestão para trabalhos futuros).

Figura 24. Campo vetorial da velocidade representado na superfície TUB_INT_S3.

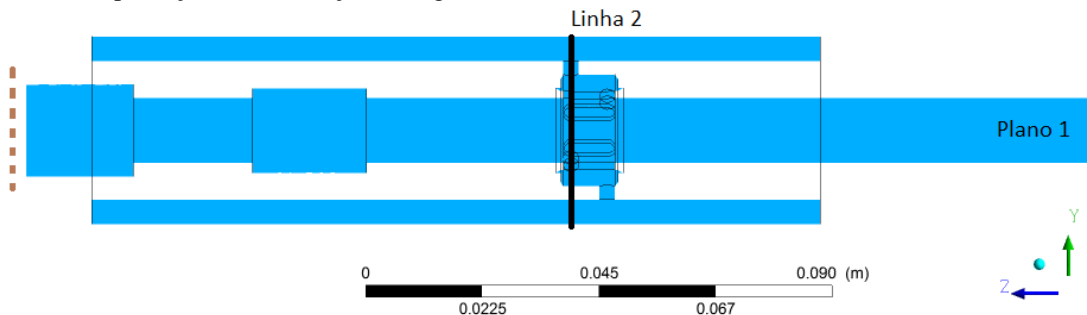


Fonte: O autor.

4.3.2. Efeitos das variáveis estudadas na região do TRIM

Previamente, foi constatado que uma grande parcela da perda de carga, na ferramenta, ocorre devido a passagem do fluido pela região do TRIM (principalmente em maiores velocidades). Em decorrência disto, serão apresentados nos tópicos a seguir os principais efeitos das variáveis analisadas, na região do TRIM, com respeito os perfis de pressão e velocidade. Desta forma, utiliza-se o segmento de reta definido como Linha 2 (vide Figura 26) para obter os perfis de pressão e velocidade, com respeito aos níveis máximos e mínimos das variáveis analisadas.

Figura 25. Recapitulação da localização do segmento de reta definido como Linha 2 no Plano 1.



Fonte: O autor.

A. Efeito da velocidade

Para avaliar tal efeito compara-se os experimentos 1 e 2 (Tabela 3), pois a velocidade média na entrada do volume de controle é a única variável independente modificada. No experimento 1 a velocidade média é de 1 m/s (39,56 m³/d), enquanto no experimento 2 a velocidade média é de 5 m/s (197,84 m³/d).

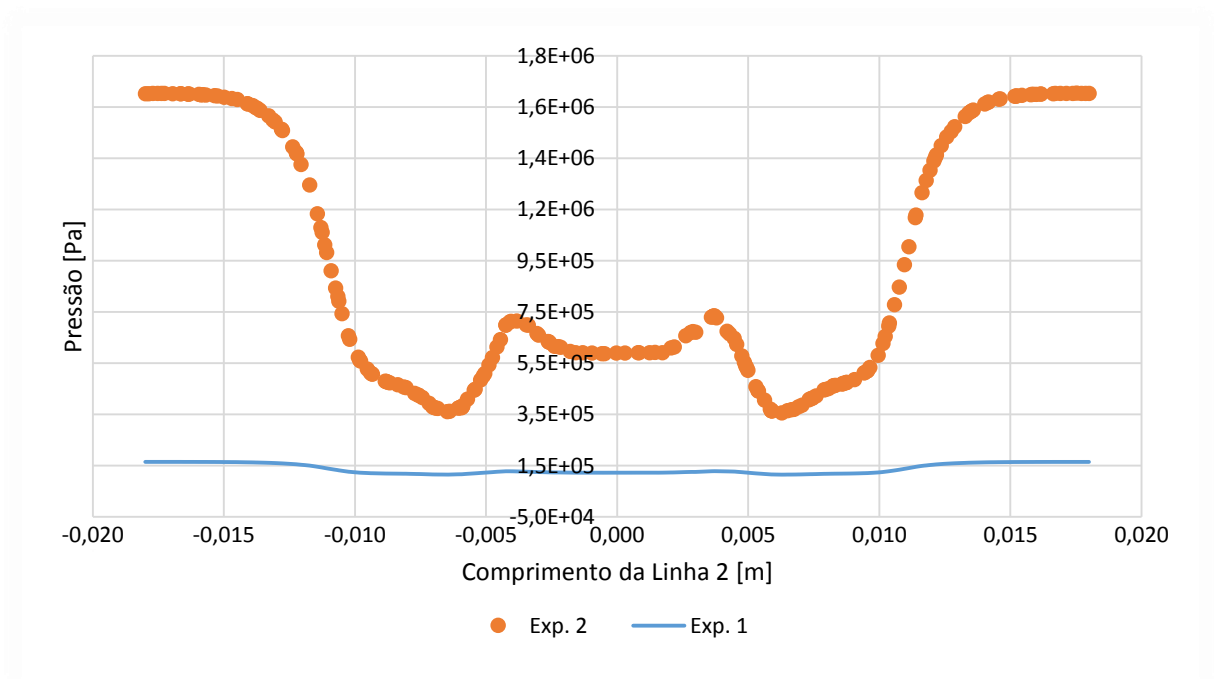
Os perfis de pressão na linha 2 (Figura 11 ou 25), para os dois experimentos supracitados, são dispostos na Figura 26. É evidente o efeito significativo da variável velocidade no formato de tais perfis. Contabiliza-se uma variação na amplitude global¹⁷ nos perfis de pressão de aproximadamente 40 KPa (0,37 atm) no experimento 1 e 1450 KPa (14,31atm) para experimento 2. O que corresponde à um aumento de 13,97 atm.

¹⁷ Entende-se com amplitude global, a diferença entre o valor máximo e mínimo em um perfil.

A comparação dos perfis de velocidade, para os experimentos 1 e 2, são destacados na Figura 27. Observa-se a grande variação do perfil de velocidade, principalmente com respeito ao experimento 2. Esta intensa variação pode ser relacionada à pequena área aberta ao escoamento na região do TRIM.

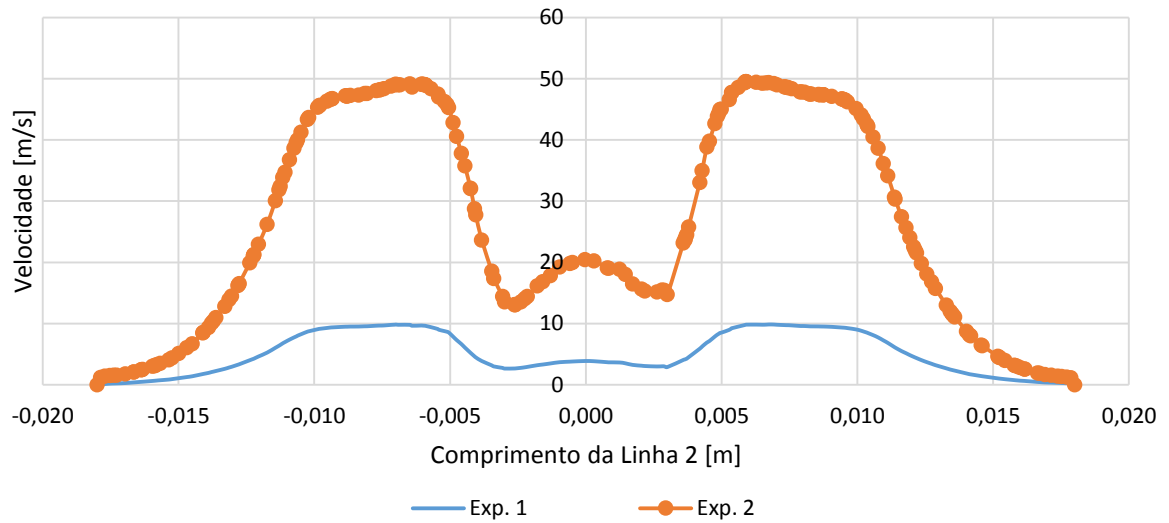
De certa forma, quando o fluido é impelido a passar por estes condutos estreitos, em observância ao princípio de conservação de massa e equação de *Bernoulli*, ocorre a aceleração do escoamento e a simultânea redução da pressão local (FOX, PRITCHARD & MCDONALD, 2000).

Figura 26. Perfis de pressão no segmento de reta, Linha 2, para os experimentos 1 e 2 (Tabela 6).



Fonte: O autor.

Figura 27. Perfis de velocidade no segmento de reta, Linha 2, para os experimentos 1 e 2 (Tabela 6).



Fonte: O autor.

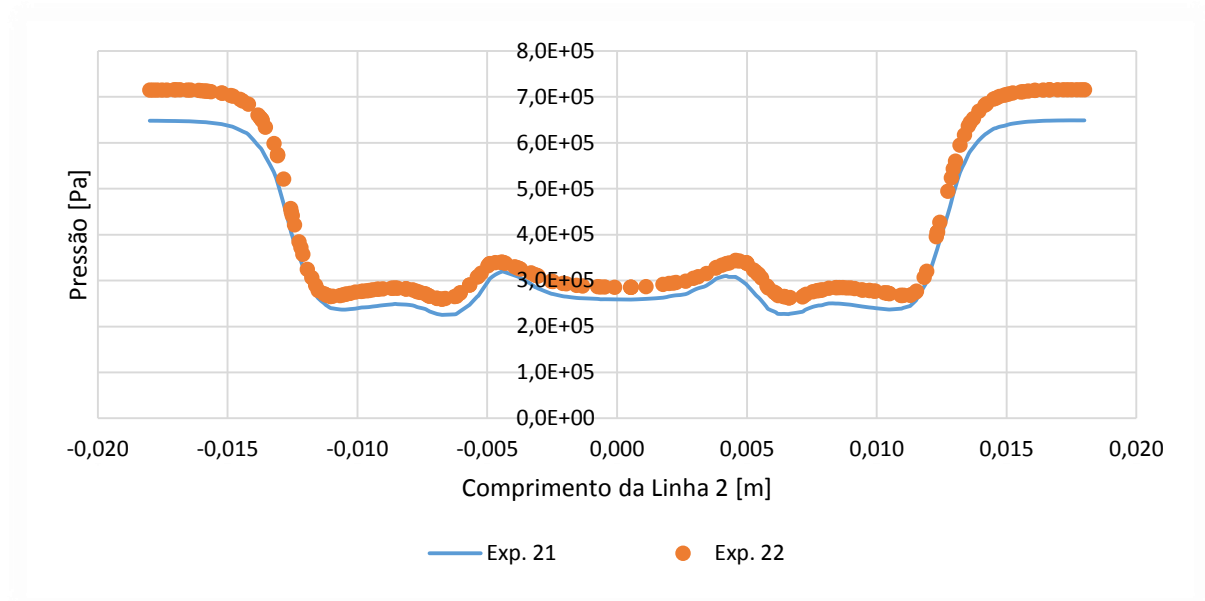
B. Efeito da viscosidade

Para avaliar tal efeito são comparados os experimentos 21 e 22 (Tabela 3), pois a viscosidade do fluido é única variável independente nestes experimentos.

Em suma, para estes experimentos são considerados um aumento na viscosidade dinâmica de 1 cP, no experimento 21, para 15 cP, no experimento 22. O efeito deste aumento na viscosidade do fluido é observado tanto na Figura 28 quanto na Figura 29. Para ambos os casos, é testemunhado que tal aumento de viscosidade incrementa o comportamento médio de cada perfil. Esta resposta é mais evidente na Figura 28, onde ocorre um leve aumento na perda de carga na região do TRIM.

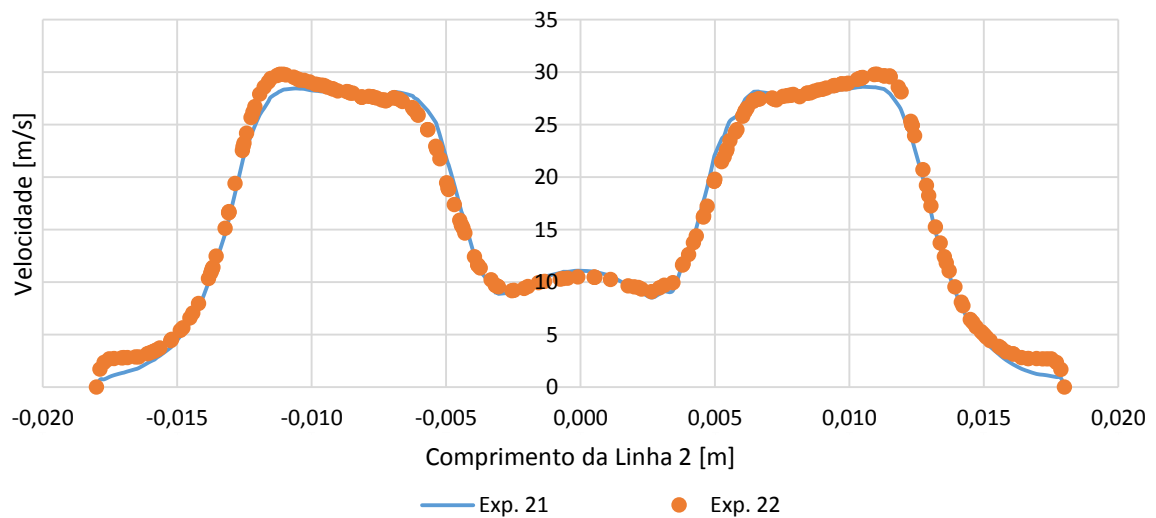
De forma geral, para os casos analisados, o efeito da viscosidade é visível e não pode ser desconsiderado. Contudo, este efeito é consideravelmente menor que o efeito relativo à variável velocidade nos perfis de velocidade e pressão, Figuras 26 e 27.

Figura 28. Perfis de pressão na Linha 2 para os experimentos 21 e 22 (Tabela 6).



Fonte: O autor.

Figura 29. Perfis de velocidade na Linha 2 para os experimentos 21 e 22 (Tabela 6).



Fonte: O autor.

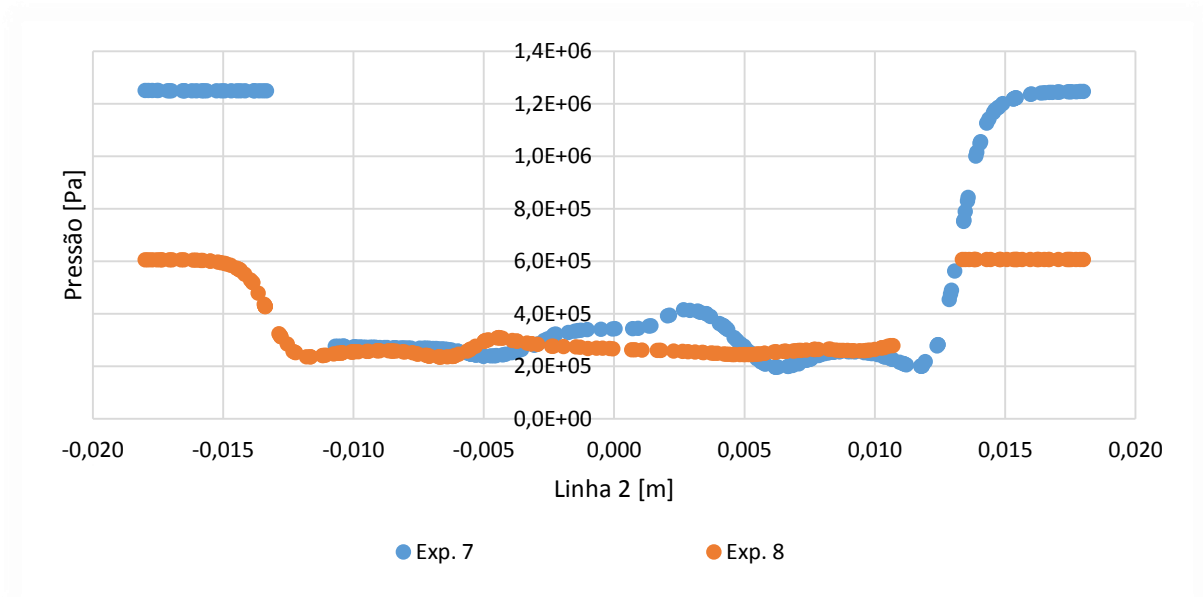
C. Efeito do número de conexões do TRIM (NUM_TRIM)

Para avaliar tal efeito compara-se o experimento 7 e 8 (Tabela 3), pois o número de conexões na região do TRIM é a única variável independente nestes experimentos.

Em suma o aumento de 6 para 10 na quantidade destas conexões (Exp. 7 para Exp.8) mostra-se bastante significativo, tanto para o comportamento da pressão quanto para a velocidade na região do TRIM (Figura 30 e Figura 31). Nota-se que quando ocorre um aumento da quantidade de conexões na região do TRIM, a amplitude do perfil de velocidade nesta região é reduzida, e conseqüente, a amplitude do perfil de pressão diminui. Em contrapartida, em menores quantidades de conexões (NUM_TRIM = 6) o fluido é acelerado e a perda de energia (pressão) se eleva.

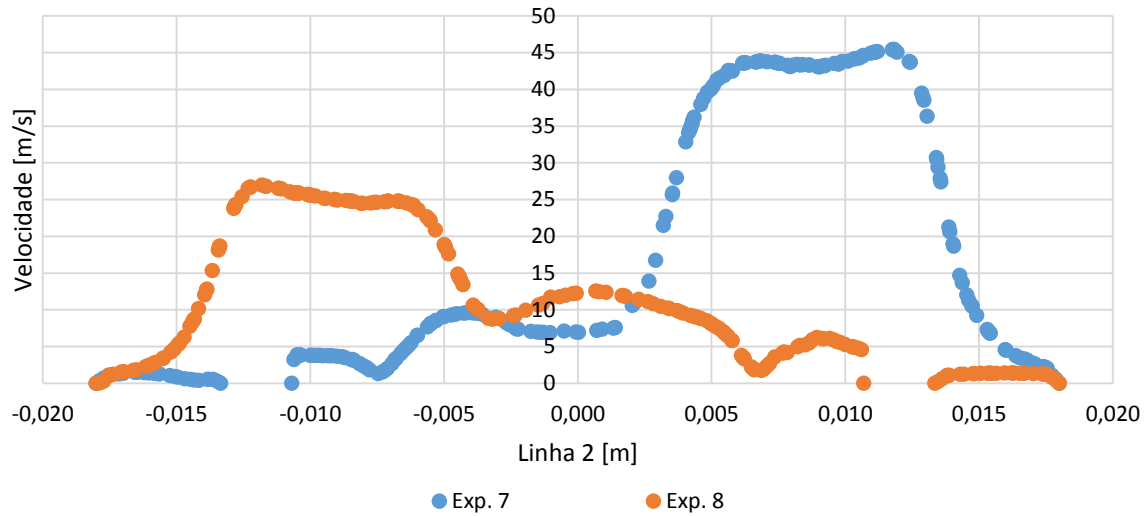
Vale ressaltar que nesta análise são considerados apenas dois níveis para a variável (NUM_TRIM), já para a análise estatística considerar-se-á três níveis, o que permitirá o estudo da quantidade ótima desta variável.

Figura 30. Perfis de pressão na Linha 2 para os experimentos 7 e 8 (Tabela 6).



Fonte: O autor.

Figura 31. Perfis de velocidade na Linha 2 para os experimentos 7 e 8 (Tabela 6).



Fonte: O autor.

D. Efeito da angulação do chanfro da região de entrada do TRIM (ANG_CH_TRIM).

Para avaliar tal efeito são considerados os experimentos 21 e 23 (Tabela 3), pois a variável ANG_CH_TRIM é a única considerada independente. Para identificação e compreensão desta variável, vide Figura 10.

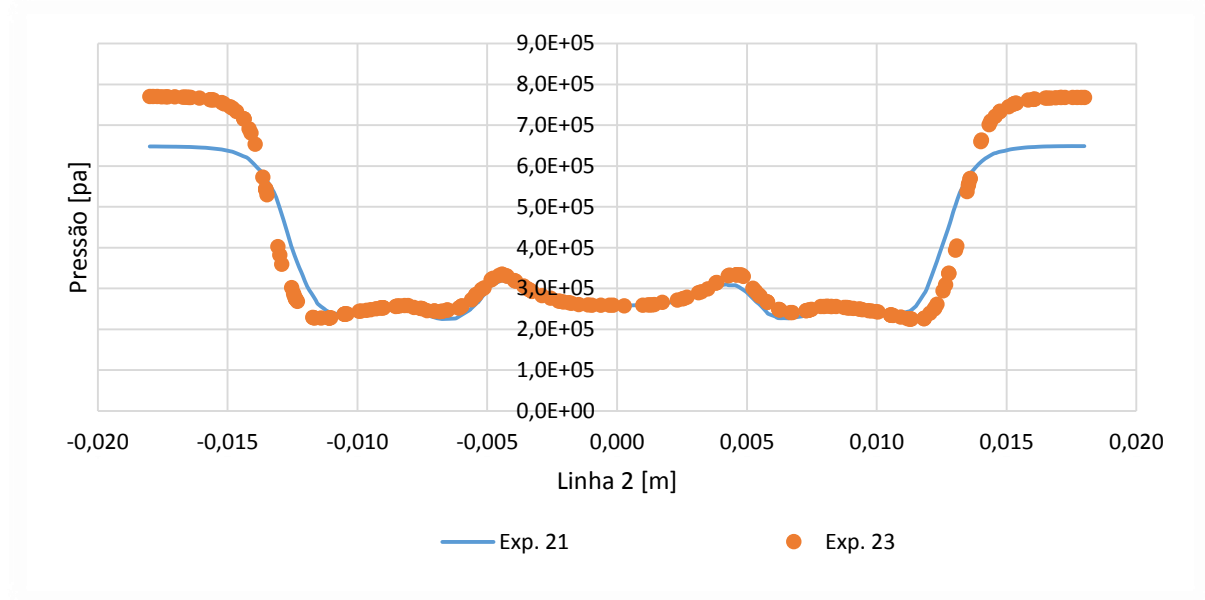
Em suma o aumento de 30° para 90° nesta angulação (Exp. 21 para Exp. 23) mostra-se significativo tanto para o comportamento da pressão quanto para a velocidade na região do TRIM (Figura 32 e Figura 33). Contudo este efeito é menos evidente que o efeito oriundo do incremento da variável NUM_TRIM (Figura 30 e 31).

Pode-se notar que a presença de uma região de chanfro no início do TRIM (Exp. 21) faz com que o perfil de velocidade na Linha 2 (Figura 33) tenda a possuir menor amplitude que a obtida para o caso sem chanfro (Exp. 23). Um comportamento análogo é observado para o perfil de pressão na Figura 32. Entretanto, a maior diferença é vista mais a montante no escoamento, ou seja, entre 0,014 e 0,018 m na Linha 2. Nesta região observa-se uma diferença de 120 KPa (1,18 atm) entre os casos sem chanfro e com chanfro.

Vale ressaltar que nesta análise são considerados apenas dois níveis para a variável ANG_CH_TRIM. Entretanto, para a análise estatística considerar-se-á três níveis. Este aumento na quantidade de níveis permitirá determinar um intervalo de angulação ótima do

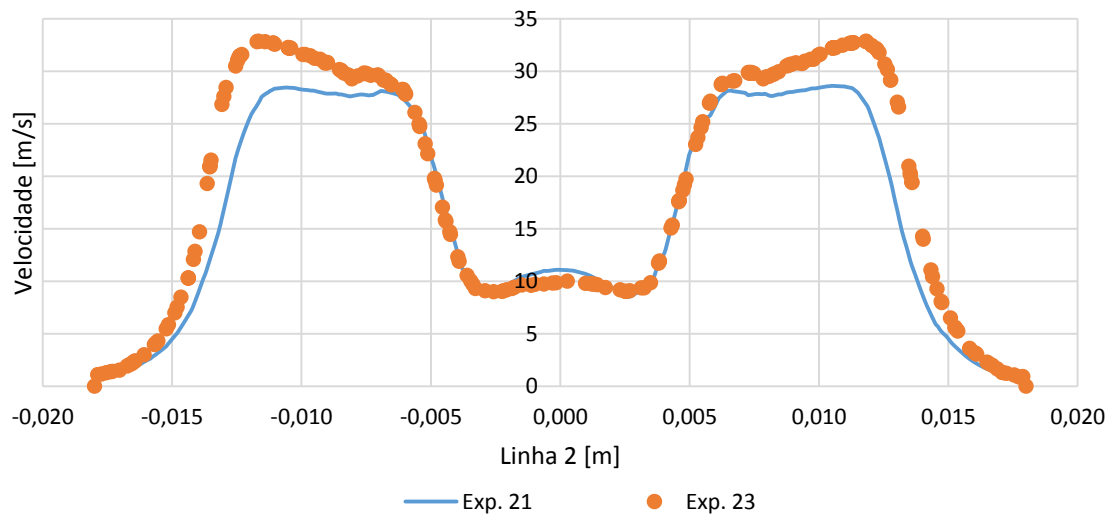
chanfro que resulte em uma menor perda de carga na ferramenta. Bem como comparar o efeito desta variável com o efeito da variável NUM_TRIM.

Figura 32. Perfis de pressão na Linha 2 para os experimentos 21 e 23 (Tabela 6).



Fonte: O autor.

Figura 33. Perfis de velocidade na Linha 2 para os experimentos 21 e 23 (Tabela 6).



Fonte: O autor.

4.3.3. Análise estatística

Nos tópicos anteriores foram analisados os efeitos dos fatores independentes da Tabela 3, utilizando uma abordagem majoritariamente qualitativa e gráfica. Entretanto, devido à gama de fatores ou variáveis independentes, se faz necessário a avaliação estatística de seus efeitos. Para tanto, é utilizada a metodologia de superfície resposta (RSM) para visualização do ajuste matemático, previamente averiguado através da análise de variância (ANOVA) da variável dependente, ΔP , descrita na Tabela 6. Através desta metodologia é possível identificar um conjunto de parâmetros experimentais ótimos que produzam respostas máximas ou mínimas (MANOHAR e outros, 2013), permitindo a otimização da variável dependente.

Nas Tabelas 7 e 8, e nas Figuras 35 a 41, as variáveis independentes descritas na Tabela 3, são representadas da seguinte forma: X1 para velocidade média, X2 para a viscosidade, X3 para NUM_TRIM e X4 para ANG_CH_TRIM.

A análise de variância (ANOVA) para a variável resposta ΔP , descrita na Tabela 6, é apresentada na Tabela 7. Esta análise corresponde a um teste de hipótese, onde a hipótese nula representa a não significância do parâmetro analisado. A rejeição desta hipótese corresponde à hipótese alternativa, ou seja, o parâmetro analisado é considerado significativo. Suscintamente, quando p-valor é menor que 0,05 ocorre a rejeição da hipótese nula com mais de 95% de significância estatística.

Na Tabela 7, as quatro primeiras linhas correspondem a efeitos lineares, as quatro linhas seguintes correspondem aos efeitos quadráticos e as últimas quatro indicam os efeitos combinadas das variáveis independentes na variável resposta. É possível notar que o efeito quadrático da velocidade ($I(X1^2)$) possui maior significância estatística, seguido pelo seu efeito linear (X1) e em terceira instância, segue efeito conjugado da velocidade e da variável NUM_TRIM (X1:X3). Similarmente, são identificados os efeitos insignificantes, bem como aqueles considerados minoritários (X1:X4), entretanto, com alguma significância para com a variável resposta. Ademais, o efeito da viscosidade do fluido não se mostrou significativo em nenhum dos casos, sugerindo, para a faixa de viscosidade adotada, que este efeito é insignificante.

Tabela 7. Tabela ANOVA da resposta ΔP (Tabela 6), considerando a codificação para significância: 0 '***'; 0,001 '**'; 0,01 '*'; 0,05 '.' e 0,1 ' '.

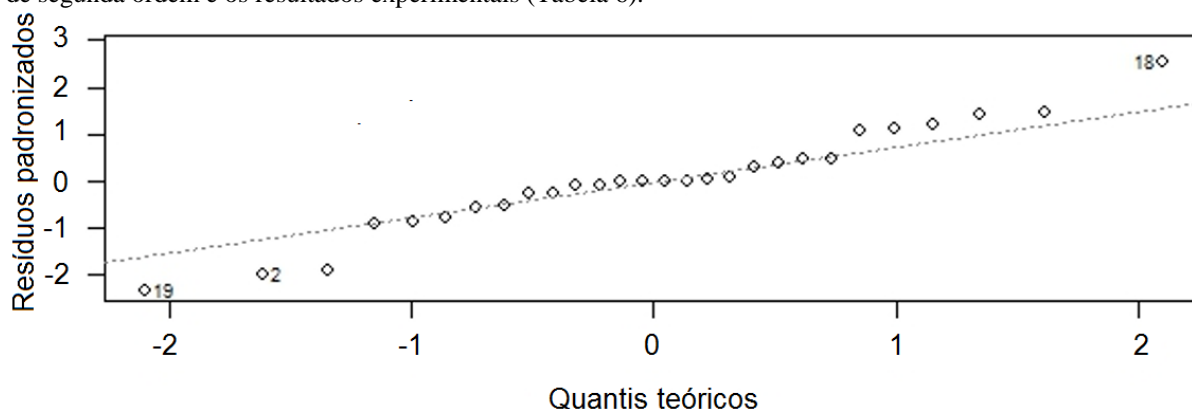
	G. L.	F	Pr(>F)	
X1	1	12,8642	0,0033154	**
X2	1	0,5598	0,4676477	
X3	1	1,5524	0,2347684	
X4	1	2,163	0,1651517	
I(X1^2)	1	29,2063	0,0001203	***
I(X2^2)	1	0,2732	0,609988	
I(X3^2)	1	6,1231	0,0278983	*
I(X4^2)	1	6,4938	0,0242709	*
X1:X2	1	0,0772	0,7855171	
X1:X3	1	11,1579	0,0053185	**
X1:X4	1	4,4293	0,0553496	.
X2:X3	1	0,0005	0,9831322	
X2:X4	1	0,0489	0,8283646	
X3:X4	1	2,7256	0,1226893	
Resíduos	13			

Fonte: O autor.

A normalidade dos resíduos é avaliada através da distribuição dos resíduos padronizados com respeito aos quantis teóricos da distribuição normal padrão ($q-q plot^{18}$). Na Figura 34 é possível notar que existe uma tendência global de normalidade dos resíduos, contudo, são identificados alguns pontos com maiores distanciamentos da linha de tendência. Tal afastamento sugere que o valor calculado tenda a se distanciar do valor observado experimentalmente, entretanto, este desvio é considerado aceitável neste estudo.

¹⁸ O gráfico q-q ($q-q plot$) pode ser utilizado para comparar duas distribuições. “Traçam os quantis de um conjunto de dados contra os quantis correspondentes de outro conjunto de dados, como um meio de comparar suas distribuições de probabilidade” (KOTTEGODA, NATHABANDU & ROSSO, 2008, pg. 26, tradução própria). Desta forma, este gráfico pode ser usado para comparar o modelo de ajuste com os dados experimentais.

Figura 34. Gráfico quantis-quantis (*q-q plot*) da distribuição dos resíduos padronizados, para o modelo de ajuste de segunda ordem e os resultados experimentais (Tabela 6).



Fonte: O autor.

Apresenta-se, na Tabela 8, a análise de variância do modelo matemático utilizado para obtenção das superfícies respostas. Tal modelo é estruturado de acordo com a Equação 22 que representa a forma geral um ajuste de polinomial de segunda ordem. A significância dos índices deste modelo é averiguada através da estatística do p-valor, onde, para $\Pr(>|t|)$ menor que 0,05 aceita-se a hipótese da significância estatística do índice correlato. Suscintamente, devido ao coeficiente de determinação R^2 (R^2 múltiplo)¹⁹ de 0,9931 e valor p (p-valor) de 1,11E-11, consideravelmente menor que 0,05, é possível concluir que tal ajuste possui significância estatística.

Prosseguindo a análise da Tabela 8 é possível identificar a significância estatística de cada índice²⁰ do modelo de ajuste. É notório que tanto efeitos lineares quanto quadráticos e combinados são relevantes e significativos. Com respeito aos efeitos irrelevantes, $\Pr(>|t|) > 0,05$, estes não interferem consideravelmente na resposta quando as variáveis independentes da Tabela 6 são modificadas em seus níveis.

¹⁹ Lundstedt e outros (1998) afirmam que o coeficiente de determinação varia de 0 a 1, e o ajuste se torna melhor a medida que este coeficiente aproxima-se de 1. Na indústria química é aceitável $R^2 \geq 0,8$, entretanto, tal parâmetro depende da natureza dos dados.

²⁰ A significância de cada índice refere-se ao efeito significativo de um determinado índice na resposta. Quando um índice não é significativo o comportamento da parcela da equação que o contém corresponde, aproximadamente, ao efeito de um termo fixo na resposta. Assim este termo é necessário.

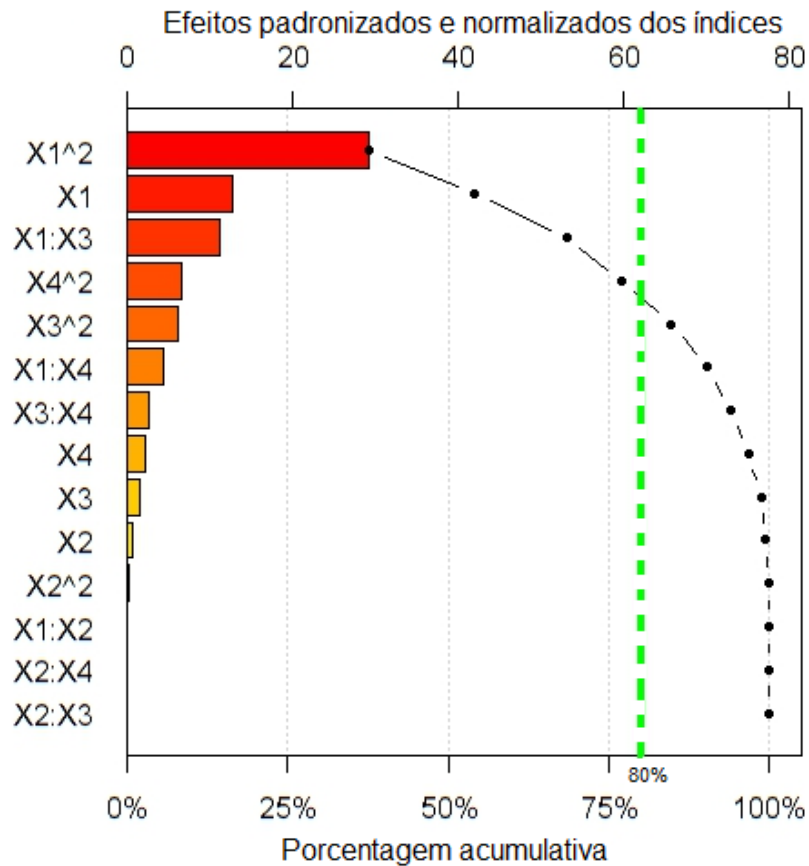
Tabela 8. Avaliação do modelo de ajuste da variável ΔP (Tabela 6). Comportamento geral do ajuste: erro padrão residual de 0,7352; R^2 múltiplo de 0,9931; R^2 ajustado de 0,9856; estatística F de 133,2 e p-valor: 1,119E-11. Codificação para significância para cada coeficiente: 0 '***'; 0,001 '**'; 0,01 '*'; 0,05 '.' e 0,1 ' '.

Coefficientes	Índices	Erro padrão	t valor	Pr(> t)	
Termo fixo	9,3210681	6,9279512	1,345	0,20149	
X1	5,6681403	0,9662487	5,866	5,54E-05	***
X2	0,0801463	0,2680995	0,299	0,76971	
X3	-2,8739476	1,3068058	-2,199	0,04656	*
X4	-0,0693271	0,0677301	-1,024	0,32471	
I(X1^2)	0,6676796	0,0750323	8,899	6,84E-07	***
I(X2^2)	-0,0045618	0,0061251	-0,745	0,46966	
I(X3^2)	0,2653018	0,0750323	3,536	0,00365	**
I(X4^2)	0,0008568	0,0003335	2,569	0,02332	*
X1:X2	0,0194382	0,0262559	0,74	0,47226	
X1:X3	-0,8228912	0,0918955	-8,955	6,38E-07	***
X1:X4	0,0138992	0,0061264	2,269	0,04096	*
X2:X3	-0,0009018	0,0262559	-0,034	0,97312	
X2:X4	-0,0002331	0,0017504	-0,133	0,89611	
X3:X4	-0,0061381	0,0061264	-1,002	0,33467	

Fonte: O autor.

Com base nos valores absolutos dos índices do polinômio de ajuste (Equação 22), apresentados na Tabela 8, obtém-se (através do *software* R) o diagrama de Pareto (Figura 35). Neste gráfico é possível visualizar os efeitos destes índices através de uma porcentagem acumulativa. Nas palavras de Trivellato (2010) o princípio de Pareto, generalizado por *Juran*, relata que 20% das causas estariam ligadas à 80% dos efeitos. A linha tracejada no diagrama corresponde à porcentagem acumulada, do valor absoluto dos efeitos, de 80%. Observa-se que o efeito quadrático e linear da velocidade ($X1^2$, X1), o efeito conjugado da velocidade e da variável NUM_TRIM (X1:X3) e o efeito quadrático da variável ANG_CH_TRIM ($X4^2$) correspondem aos efeitos majoritários na constituição do diferencial de pressão global na ferramenta, pois contabilizam em torno de 80% dos efeitos totais. Nestes termos, tais variáveis são especialmente importantes para compreensão de quais fatores mais contribuem para a perda de carga em elementos de completação semelhantes.

Figura 35. Diagrama de Pareto dos valores absolutos dos índices (Tabela 8), considerando a porcentagem acumulativa dos efeitos padronizados e seu limite de 80%, com respeito ao princípio de Pareto (linha tracejada em verde).



Fonte: O autor.

Em suma, através da análise estatística é possível mostrar que vazão volumétrica de produção, identificada pela variável velocidade na Tabela 3, é inegavelmente mais relevante na constituição da perda de carga. Como esta variável possui um efeito quadrático, aumentos na vazão volumétrica de produção estão associados a consideráveis aumentos na perda de carga em tais ferramentas.

A quantidade de conexões na região do TRIM, identificada pela variável NUM_TRIM (X3), apresenta uma contribuição observável no cálculo da perda de carga na ferramenta. De forma geral, o efeito desta variável pode ser associado a área da seção disponível ao fluxo, ou seja, quanto maior esta área, menor a aceleração do escoamento e, conseqüentemente, menor a perda de carga associada. Também, é observado que o efeito conjugado das variáveis NUM_TRIM e velocidade é bastante relevante na queda de pressão. Posteriormente, será mostrado que o aumento da quantidade de conexões na região do TRIM (NUM_TRIM) é

especialmente importante na diminuição da perda de carga para maiores vazões volumétricas de produção. Este efeito conjugado é identificado no diagrama de *Pareto* (Figura 35) como o terceiro na escala de relevância, mostrando-se mais relevante do que o efeito isolado da variável NUM_TRIM.

Com respeito a angulação do chanfro da região de entrada do TRIM, seu efeito na perda de caga mostrou-se importante, especialmente devido seu comportamento quadrático, o que indica uma possível otimização desta variável. Nestes termos, a presença de um chanfro nesta região corresponde a diminuição da perda de carga localizada no TRIM, decorrente da suavização das linhas de correntes. O efeito conjugado desta variável com a variável velocidade também mostrou-se relevante. Desta forma, analisando a Tabela 9, pode-se inferir que a presença do chanfro na entrada da região do TRIM é mais pronunciável, principalmente em maiores vazões volumétricas.

Finalmente, através da análise estatística, constata-se que o efeito da viscosidade do fluido, para a faixa analisada, não é significativo na perda de caga da ferramenta. De forma geral, este efeito é relacionado à dissipação da energia de escoamento devido ao aumento da tensão de cisalhamento entre as linhas de corretes, e entre com as fronteiras físicas do volume de controle e o fluxo fluido. Assim, a não significância desta variável pode ser associada à sua pequena magnitude, que de certa forma, é insignificante quando comparada com o efeito da variável velocidade. Nestes termos, se faz necessário analisar uma maior amplitude dos níveis correspondente à variável viscosidade do fluido, tal averiguação não será abordada neste trabalho.

4.3.4. Análise das superfícies de resposta

A partir do ajuste para a variável diferencial de pressão (Tabela 6), obtêm-se, para visualização do comportamento desta variável frente às variáveis independentes, as superfícies respostas. As principais observações pautam-se na visualização do comportamento linear ou quadrático de cada efeito, suas magnitudes e a identificação das condições simuladas que maximizem ou minimizem a variável ΔP . Nas Figuras 36 a 37 são apresentadas as superfícies respostas tridimensionais (item a) e os gráficos de perspectivas (item b), em forma de curvas de níveis. Estes gráficos são obtidos através da modificação de duas variáveis independentes,

fixando²¹ as demais variáveis nos pontos centrais de seus respectivos níveis. Ou seja: velocidade = 3 m/s, viscosidade = 8 cP, NUM_TRIM = 8 e ANG_CH_TRIM = 60.

Na Figura 36 “a” e “b”, são avaliados os efeitos da velocidade e da quantidade de conexões na região do TRIM (NUM_TRIM) com respeito à variável ΔP . Evidencia-se evidenciar o comportamento majoritário da velocidade e o efeito secundário da variável NUM_TRIM. É constatado, neste caso, que a minimização da variável ΔP é mais intensa para velocidades próximas de 1 m/s e NUM_TRIM próximo de oito. Em maiores velocidades (próximas de 5 m/s) é perceptível que a variável NUM_TRIM torna-se mais relevante na minimização da perda de pressão. Desta forma, quanto mais a variável NUM_TRIM se aproxima de 10 (seu valor máximo na Tabela 6), ΔP é reduzido.

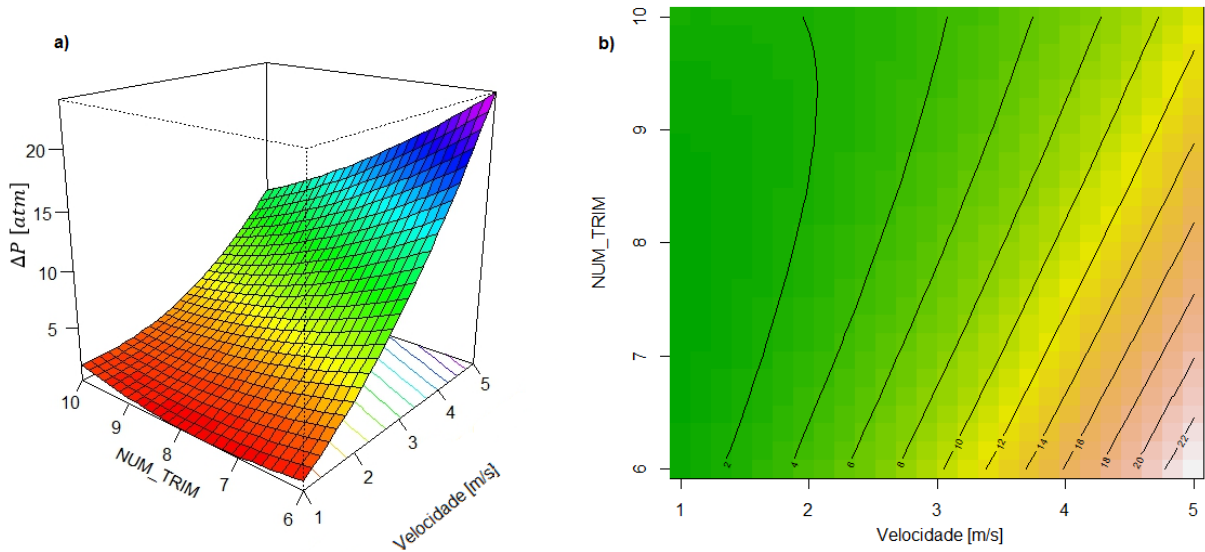
Na Figura 37 “a” e “b” são avaliados os efeitos da velocidade e do ângulo da região de entrada do TRIM (ANG_CH_TRIM) com respeito à variável ΔP . É notório o comportamento majoritário da velocidade e o efeito secundário da variável ANG_CH_TRIM. Neste caso, a minimização do ΔP é mais intensa para velocidades próximas de 1 m/s, e ANG_CH_TRIM em torno de sessenta graus. Nota-se que o maior diferencial de pressão ocorre quando são registradas máximas velocidades e ausência de chanfro (ANG_CH_TRIM de 90°). Este resultado indica que a presença do chanfro é mais relevante na minimização do ΔP quando a velocidade local na região do TRIM tende a ser maior²².

Comparando as Figuras 36 e 37, é factível a afirmação de que os efeitos conjugados das variáveis velocidade e NUM_TRIM resultam em um maior diferencial de pressão (ΔP) quando comparado com os efeitos conjugados das variáveis velocidade e ANG_CH_TRIM. Esta constatação é também obtida pela análise da Tabela 8 e do diagrama de *Pareto* (Figura 35), mostrando que o primeiro efeito conjugado é mais significativo que o segundo.

²¹ São as variáveis independentes da Tabela 6 que não são consideradas na superfície resposta.

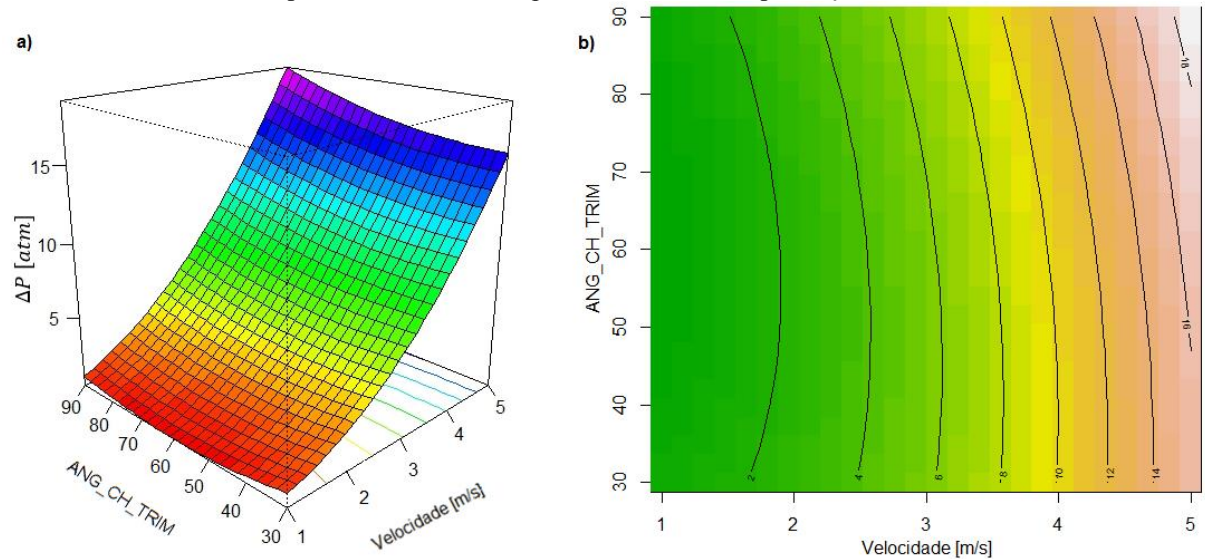
²² A velocidade local na região do TRIM é maior quando a quantidade de passagens nesta região é menor, ou seja, NUM_TRIM tende a 6.

Figura 36. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis velocidade e NUM_TRIM, com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtido pelo *software* R.



Fonte: O autor.

Figura 37. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis velocidade e ANG_CH_TRIM, com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtido pelo *software* R.



Fonte: O autor.

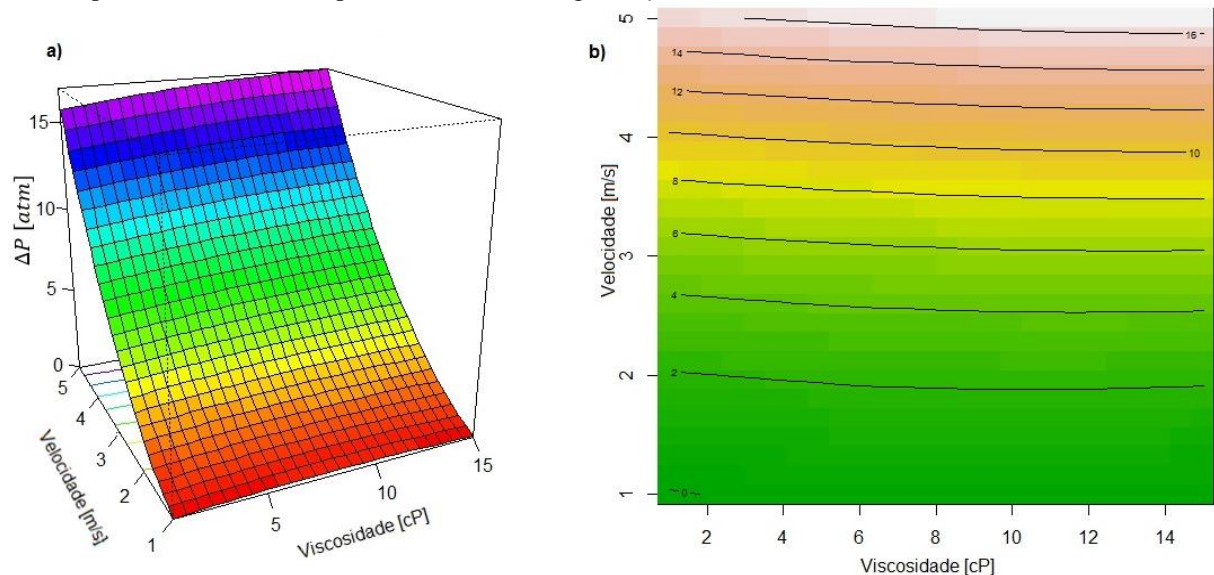
Na Figura 38 “a” e “b” são observados os efeitos da velocidade e da viscosidade do fluido com respeito à variável ΔP . Evidencia-se o comportamento majoritário da velocidade e o feito quase que irrelevante da viscosidade do fluido, nota-se que a diminuição da variável ΔP é mais intensa para velocidades próximas a 1 m/s. Quando a velocidade é alta (5 m/s) é notório que a variável viscosidade torna-se mais relevante. Desta forma, a maximização do ΔP ocorre quando a viscosidade está próxima de 15 cP e a velocidade próxima de 5 m/s. Entretanto a

viscosidade do fluido, na faixa analisada, não se mostrou suficientemente significativa quando comparada com o efeito da velocidade.

Na Figura 39 “a” e “b”, é possível analisar os efeitos das variáveis geométricas NUM_TRIM e ANG_CH_TRIM com respeito à variável ΔP . É evidenciado o comportamento majoritário da variável NUM_TRIM e o efeito secundário da variável ANG_CH_TRIM. Observa-se também que a minimização do ΔP é mais intensa quando MUN_TRIM tende a 10 e ANG_CH_TRIM avizinha a inclinação de 60° . Em contrapartida, o maior diferencial de pressão ocorre quando há uma menor quantidade de conexão na região do TRIM (NUM_TRIM igual a 6) e ausência de chanfro, ANG_CH_TRIM de 90° .

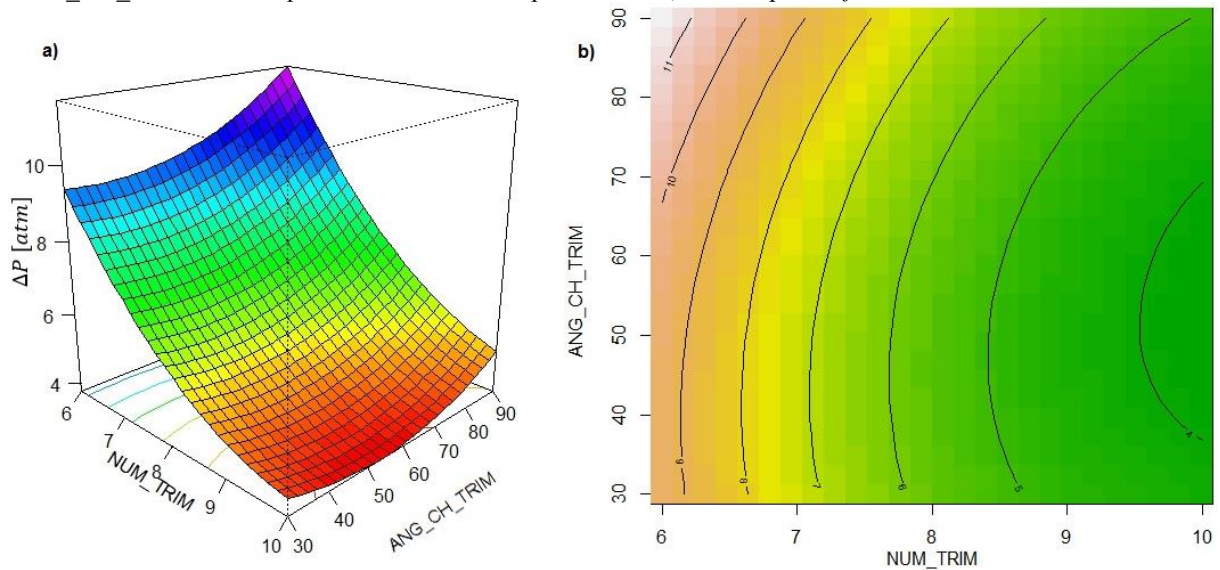
É construtivo notar que para NUM_TRIM fixado em 6, a presença do chanfro acarreta uma diminuição em torno de 10% no diferencial de pressão, este fato traz uma indicação de que esta feição representaria um avanço na ferramenta, principalmente em condições críticas. Destaca-se também que a minimização do diferencial de pressão com o aumento da variável NUM_TRIM pode acarretar no comprometimento da resistência mecânica da ferramenta na região do TRIM. Conseqüentemente, é necessário estudar tais efeitos em uma investigação futura.

Figura 38. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis velocidade e viscosidade com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtidos pelo *software R*.



Fonte: O autor.

Figura 39. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis NUM_TRIM e ANG_CH_TRIM com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtidos pelo *software* R.



Fonte: O autor.

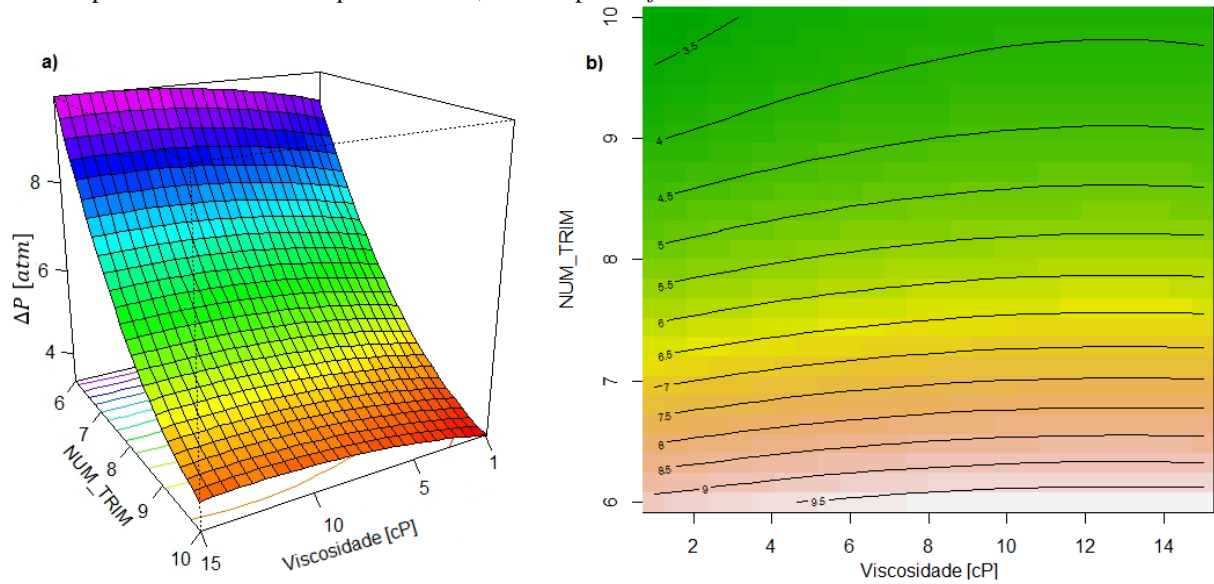
Na Figura 40 “a” e “b” são avaliados os efeitos da viscosidade do fluido e da variável NUM_TRIM com respeito à variável ΔP . Evidencia-se o comportamento majoritário da quantidade de conexões no TRIM e o efeito secundário da viscosidade do fluido na amplitude do ΔP . É notório que a maximização da variável ΔP ocorre quando NUM_TRIM tende a 6 e a viscosidade tende a 15 cP. Em contrapartida a minimização desta variável corre em regiões próximas a NUM_TRIM igual a 10 e viscosidade de 1 cP.

Na Figura 41 “a” e “b”, os efeitos da viscosidade do fluido e da variável ANG_CH_TRIM, com respeito à variável ΔP , são avaliados. Fica evidente a contribuição principal da variável geométrica ANG_CH_TRIM na amplitude do ΔP , bem como o efeito secundário da viscosidade do fluido nesta variável. Nota-se também que a maximização da variável ΔP ocorre quando ANG_CH_TRIM tende a 90° e a viscosidade se próxima de 15 cP. Em contrapartida, a minimização do ΔP corre na região do intervalo de ANG_CH_TRIM, com angulação entre 40° e 50°, considerando viscosidades em torno de 1 cP.

Na Figura 41 (‘a’ e ‘b’), observa-se uma configuração em forma de cela. Tal formato indica que esta é uma região correspondente a mínimos locais da variável ΔP . Esta região corresponde a ANG_CH_TRIM entre 40° e 50°, para uma viscosidade qualquer no intervalo de 1 cP a 15 cP. Neste caso, tais observações indicam que uma configuração de chanfro com angulação próxima a 45° contribui na minimização do diferencial de pressão. Observações

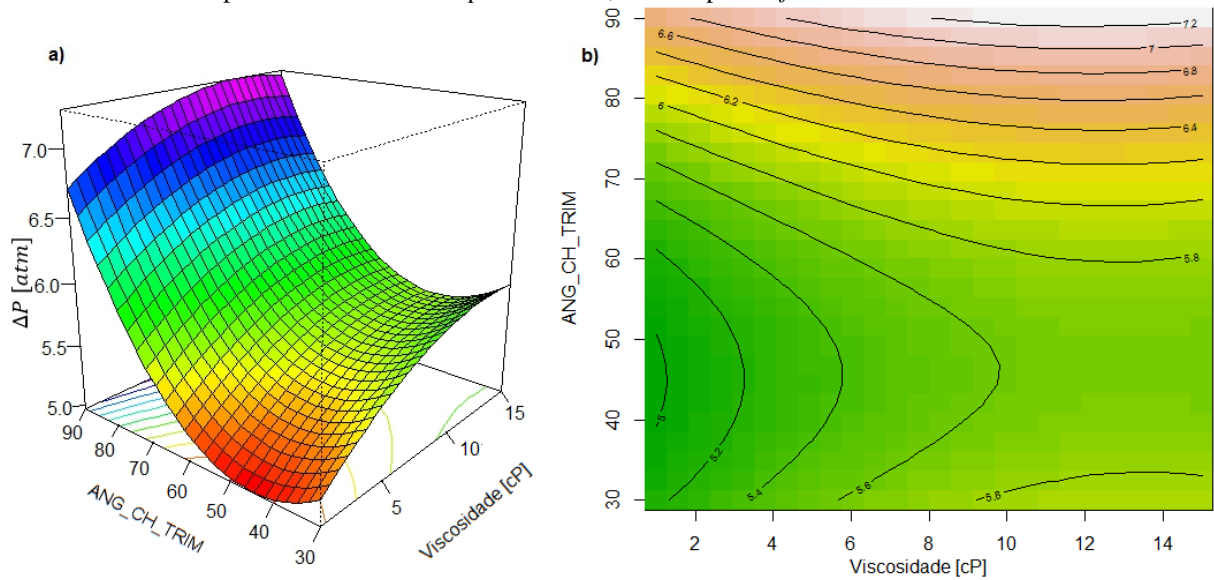
similares a estas, e de certo modo análogas, foram obtidas na análise da Figura 39, mostrando o efeito das variáveis ANG_CH_TRIM e NUM_TRIM no diferencial de pressão, ΔP .

Figura 40. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis NUM_TRIM e viscosidade com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtidos pelo *software R*.



Fonte: O autor.

Figura 41. Gráficos de superfície resposta “a” e de curvas de níveis “b” das variáveis ANG_CH_TRIM e viscosidade com respeito ao diferencial de pressão " ΔP ", obtidos pelo *software R*.



Fonte: O autor.

De forma geral, o efeito da velocidade é majoritário na quantificação do ΔP . Entretanto as demais variáveis contribuem de forma secundária deste diferencial de pressão. De acordo com Gustavsen e outros (2010), em equipamentos de completação semelhantes ao analisado neste estudo, o escoamento ocorre em anulares estreitos ou microanulares que contribuem com o aumento da tendência de precipitação de calcita. Este fato está associado ao incremento da taxa de cisalhamento, resultando em uma queda de pressão acentuada. Nas palavras de Cosmo (2013), tal queda de pressão está associada à liberação *flash* do $\text{CO}_{2(\text{aq})}$ da solução, o que favorece o mecanismo de precipitação $\text{CaCO}_{3(\text{s})}$ de acordo com Equação 07.

Desta forma, estes resultados, principalmente as superfícies respostas, contribuem para compreender certas variáveis que influenciam diretamente na queda de pressão na ferramenta estudada. Em suma, observou-se que as minimizações locais da variável ΔP ocorrem quando:

- I. A velocidade do fluxo na entrada do volume de controle aproxima-se de 1m/s e a quantidade de conexões na região do TRIM (NUM_TRIM) a 8 (Figura 36);
- II. A velocidade do fluxo na entrada do volume de controle tende a 1m/s e a angulação do chanfro na da região do TRIM (ANG_CH_TRIM) avizinha-se a 60° (Figura 37);
- III. A velocidade do fluxo na entrada do volume de controle tende a 1m/s e viscosidades do fluido a 1cP (Figura 38);
- IV. NUM_TRIM igual a 10 e ANG_CH_TRIM entre 40° a 70° (Figura 39);
- V. NUM_TRIM igual a 10 e viscosidade igual a 1cP (Figura 40);
- VI. ANG_CH_TRIM entre 40° a 50° com viscosidades próximas de 1cP (Figura 41).

Finalmente, a minimização global da queda de pressão na ferramenta corresponde às condições: velocidade do fluxo na entrada do volume de controle avizinhandose a 1 m/s, viscosidade tendendo fluido de 1 cP, quantidade de conexões na região do TRIM igual a 10 e angulação do chanfro da região de entrada do TRIM em torno de 45°.

4.4. SIMULAÇÃO DO TRANSPORTE DOS CRISTAIS DE CALCITA ÀS SUPERFÍCIES DE ADESÃO

Nesta etapa são apresentados os resultados das simulações do transporte dos cristais de calcita às superfícies de adesão. Os experimentos 18 e 19 são considerados para análise, pois apresentam, respectivamente, maior e menor diferencial de pressão, segundo a Tabela 6.

A simulação do transporte particulado à superfície de adesão foi obtida mediante a modelagem de fases discretas DPM (*Discret Phase Model*). Nestes termos, considerou-se partículas com diâmetro médio de 60 μm , em concordância com Viana (2015), e injeção na superfície ANULAR_ENTRADA do volume de controle. Assume-se que a temperatura do fluido está a 70°C e utiliza-se o diferencial de pressão total²³, representado na Tabela 6, para calcular a taxa de precipitação de calcita segundo Cosmo (2013). Em suma, através dos resultados de Cosmo (2013), sumarizados na Tabela 2, estima-se por extrapolação²⁴ a vazão mássica de calcita (em mmol/L). Mediante a Equação 23, para uma vazão volumétrica correspondente à velocidade média na entrada do volume de controle abordado, são obtidas as taxas de injeção de calcita²⁵ (em kg/s) para os dois casos analisados.

No experimento 18, para uma velocidade média na região ANULAR_ENTRADA de 5 m/s (197,8 m³/d), obteve-se um diferencial de pressão de 25,037 atm, o que resultou numa taxa de injeção de 0,001946 kg/s. Para experimento 19, com velocidade média na região ANULAR_ENTRADA de 1 m/s (39,7 m³/d), obtem-se um diferencial de pressão de 0,513 atm e taxa de injeção de calcita é calculada então como: 0,0007081 kg/s.

São observados nas Figuras 42 e 43 a acumulação de cristais de calcita por unidade de área nas superfícies internas do volume de controle no tempo simulado de 21 s. A quantidade trapeada de sólidos nas superfícies internas do volume de controle diminui, em média, do início para o final da ferramenta, considerando este início na região do TRIM. Aparentemente, existe uma maior tendência de deposição na região do TRIM e na superfície TUB_INT_S1 (Figura 42). Enfim, é possível notar que o transporte dos sólidos às superfícies possui uma íntima relação com a variação da geometria interna da ferramenta. Por exemplo, na Figura 43 a superfície TUB_INT_S3, delimitada pelas superfícies TUB_INT_S2 e TUB_INT_S4, corresponde a uma região de maior diâmetro e menor velocidade local. Deste modo, representa uma zona provável para o acúmulo e a adesão cristalina.

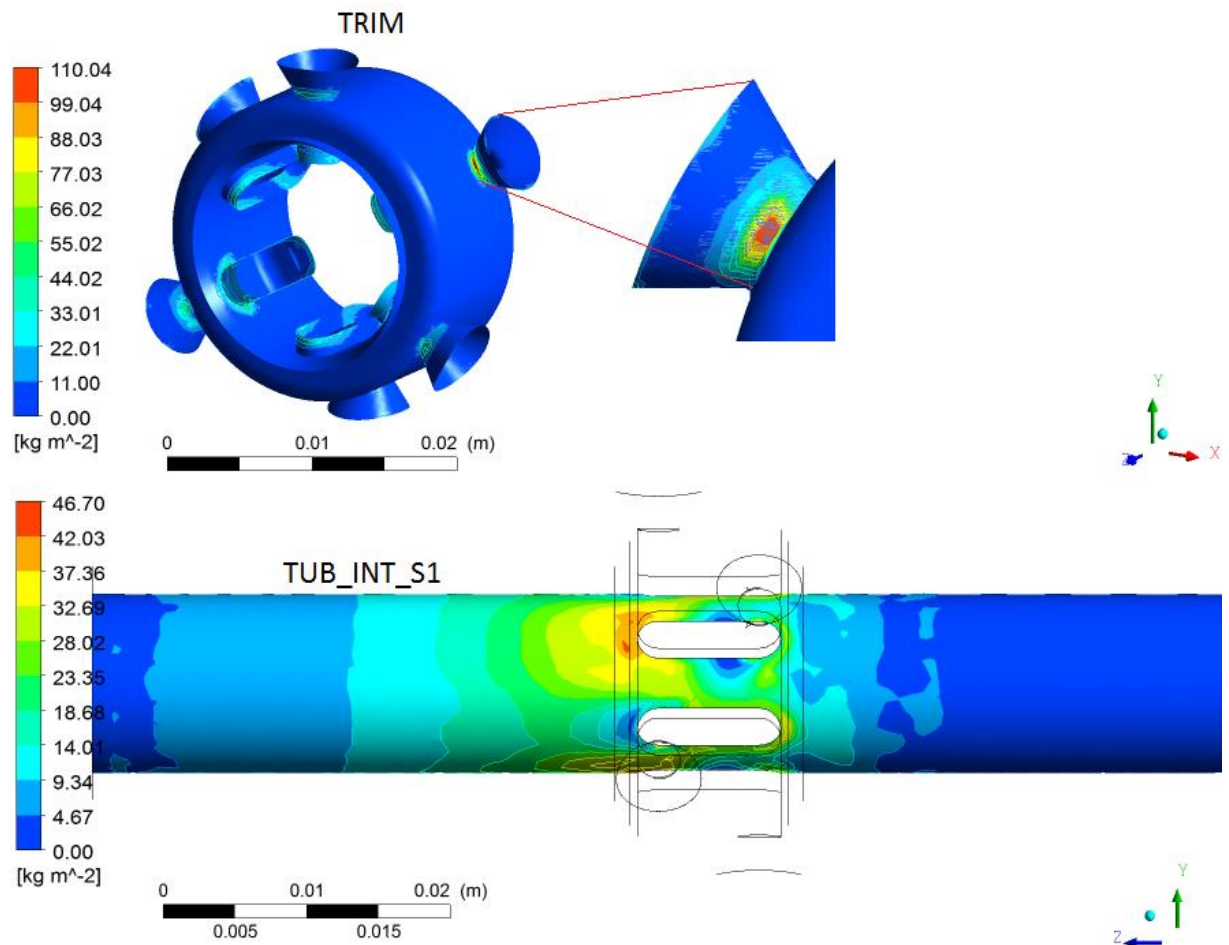
²³ Esta consideração é uma simplificação, pois a injeção ocorre antes da ocorrência da queda de pressão.

²⁴ Foi necessária tal extrapolação, pois o diferencial de pressão está fora do intervalo de pressão considerado por Cosmo (2013), na Tabela 2. Esta consideração corresponde a mais um ponto negativo para a simulação DPM. Contudo, é novamente considerado como aceitável, visto os objetivos deste estudo.

²⁵ A taxa de injeção é um parâmetro de entrada na modelagem DPM.

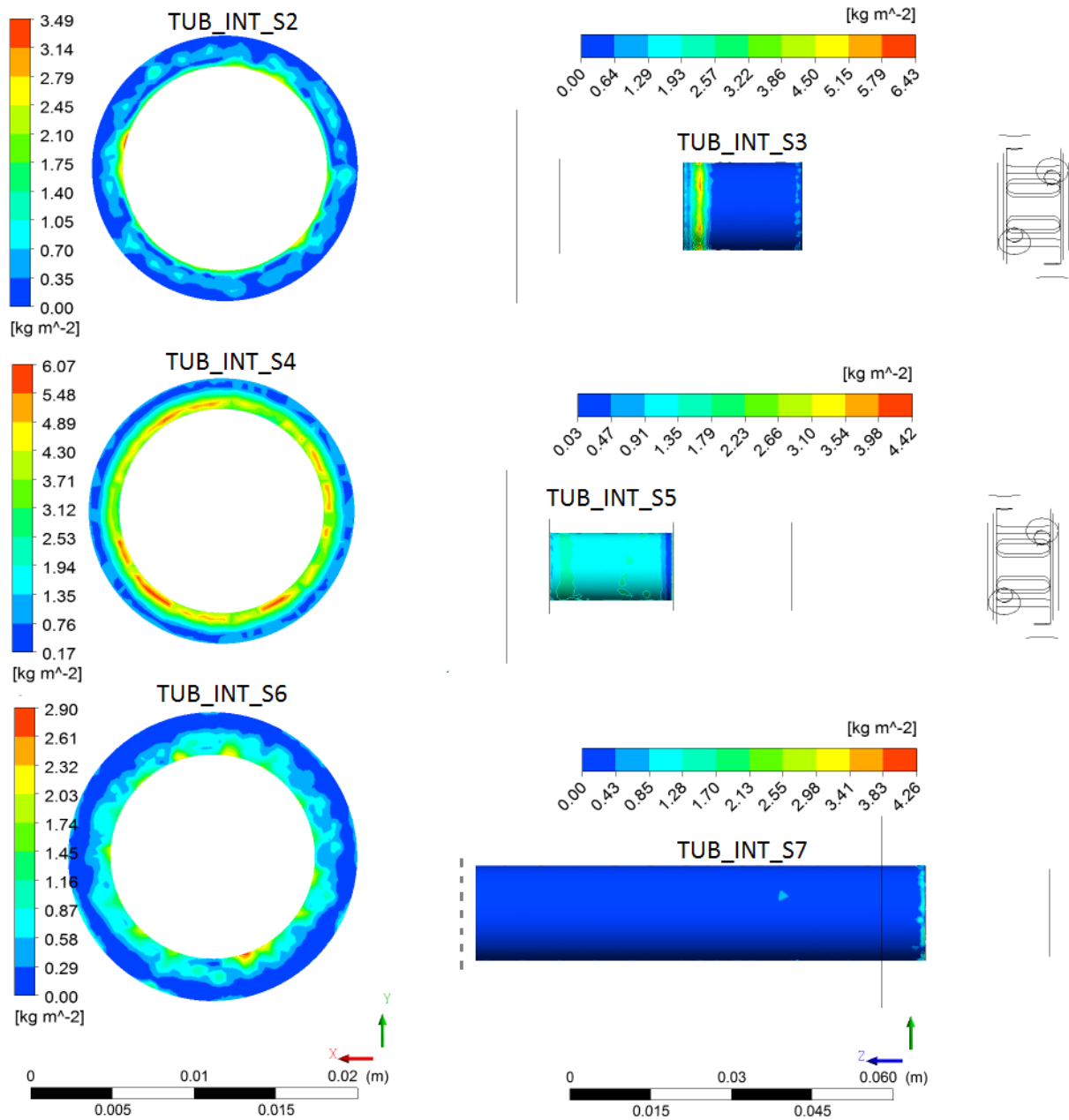
Nas simulações realizadas, a adesão dos cristais é tida com total, ou seja, todas as partículas que encontram as paredes efetivamente aderem a estas. Este fato é uma limitação, oriunda da condição de contorno do tipo *trap*, que atua retendo 100% das partículas que se chocam às paredes (FLUENT, 2015). Entretanto, o cisalhamento oriundo do escoamento do fluido impossibilita a adesão de 100% da calcita que chega às superfícies. Segundo Awad (2011), o acúmulo do depósito incrustante é resultado de um balanço de massa onde a taxa de acúmulo é obtida pela diferença entre a taxa de deposição e a taxa de remoção. Portanto, os resultados destas simulações são superestimados, pois não é considerado a remoção do depósito do material incrustante. Outro agravante da utilização da abordagem DPM está associado à sua incapacidade de contabilização do acúmulo dos sólidos em forma de depósitos incrustantes. Estas considerações indicam que a modelagem multifásica DPM não é a mais recomendada para o estudo do fenômeno de incrustação inorgânica. Todavia, ela permite a indicação das regiões da ferramenta onde é mais propício o acúmulo de material incrustante. Desta forma, esses resultados podem ser utilizados para traçar e propor estratégias de mitigação e/ou prevenção destes depósitos.

Figura 42. Representação da acumulação de partículas por unidade de área na região do TRIM e do TUB_INT_S1 (Figura 12), em um tempo de simulado de 21 s.



Fonte: O autor.

Figura 43. Representação da acumulação de partículas por unidade de área na região TUB_INT_S2, TUB_INT_S3 e TUB_INT_S4 (Figura 12), em um tempo de simulado de 21 s.



Fonte: O autor.

Na Tabela 9 são apresentados os resultados de massa total de calcita que aderem às respectivas superfícies internas do volume de controle, para os experimentos 18 e 19 (Tabela 3) no tempo simulado de 21,5 s. Estes resultados, plotados e visualizados na Figura 44, foram obtidos pelo produto da taxa da quantidade de massa por unidade área (em $\text{kg/m}^2\text{s}$), pela área superficial da respectiva superfície e finalmente pelo tempo desejado.

O experimento 18, em comparação com o 19, apresenta uma maior tendência de transporte de sólidos às superfícies de adesão, principalmente na região TUB_INT_S1. É possível associar esta tendência principalmente à superior taxa de injeção de sólidos na entrada do volume de controle, decorrente do maior diferencial de pressão associada ao experimento 18. Estes resultados estão de acordo com Viana e outros (2015), pois as quantidades depositadas apresentam seus valores máximos próximos à entrada do volume de controle, diminuindo na direção do afastamento da entrada, no sentido da saída do volume de controle averiguado. A influência do regime de escoamento também é notória no transporte particulado à superfície de adesão. Sabe-se que em tubos, “[.] no início do escoamento existe uma deposição mais acentuada no caso em que a velocidade é menor, e ao final do escoamento a deposição é maior quando há mais turbulência” (VIANA e outros, 2005, p. 4). Esta argumentação explica a tendência superior de adesão do experimento 19, para algumas superfícies mais a jusante no volume de controle (TUB_INT_S3 e TUB_INT_S7), tais regiões possuem geometrias similares à estudada por Viana e outros (2015).

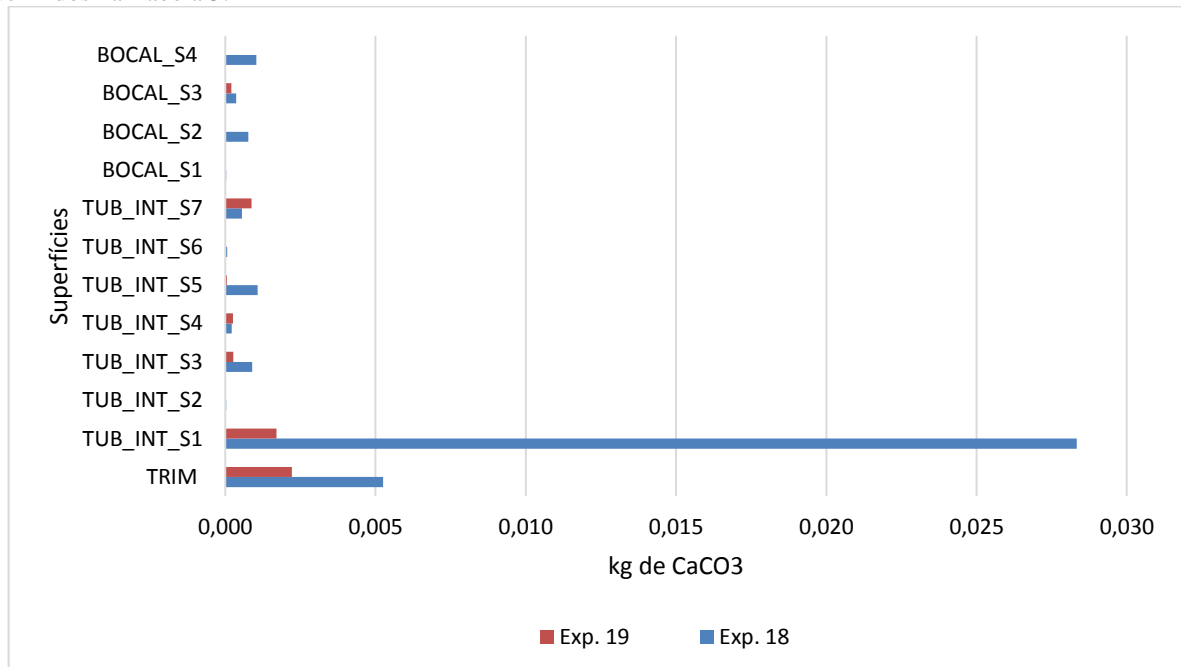
Os resultados quantitativos mostram que a maior tendência de precipitação está na proximidade da região do TRIM. Entretanto, devido a área reduzida desta região, confirma-se a criticidade deste local com respeito ao fenômeno de incrustação carbonática. A superfície TUB_INT_S3, por exemplo, é considerada crítica para o funcionamento da válvula de deslizamento modelada pois corresponde à região de encaixe do carretel deslizante (AMPENDICE I). Caso haja incrustação nesta região, pode ocasionar o travamento do carretel e comprometer o funcionamento da válvula.

Tabela 9. Massa de calcita (em kg) depositada nas superfícies, no tempo 21,5 s, para os experimentos 18 e 19 definidos na Tabela 3.

Superfícies	Exp. 18	Exp. 19
TRIM	0,00525	0,0022213
TUB_INT_S1	0,02833	0,001709669
TUB_INT_S2	0,00003	3,92403E-07
TUB_INT_S3	0,00089	0,000262558
TUB_INT_S4	0,00021	0,000256774
TUB_INT_S5	0,00108	5,165E-05
TUB_INT_S6	0,00006	7,72449E-09
TUB_INT_S7	0,00055	0,000870898
BOCAL_S1	0,00003	8,466E-07
BOCAL_S2	0,00077	7,9099E-07
BOCAL_S3	0,00037	0,00020591
BOCAL_S4	0,00103	0,00000

Fonte: O autor.

Figura 44. Massa de calcita (em kg) depositada nas superfícies, no tempo 21,5 s, para os experimentos 18 e 19 definidos na Tabela 3.



Fonte: O autor.

CAPÍTULO 5 – CONCLUSÕES

Esta seção objetiva apresentar as principais conclusões obtidas considerando as investigações realizadas através da utilização da técnica de simulação numérica, planejamento experimental e análise estatística. Além das conclusões deste estudo, deixam-se algumas sugestões para a continuidade deste tema de pesquisa.

5.1. PRINCIPAIS CONCLUSÕES

Foi evidenciado a viabilidade da aplicação da técnica de CFD para o estudo fluidodinâmico do referido equipamento de completação. As observações oriundas da análise estatística mostraram-se satisfatórias e adequáveis, do ponto de vista físico, permitindo identificar as condições operacionais e os parâmetros geométricos que otimizam o diferencial de pressão global na ferramenta estudada.

Deste modo, a partir das análises dos resultados são, conclui-se que:

- Os resultados qualitativos e quantitativos permitiram observações análogas. Entretanto a aplicação do delineamento experimental e da análise estatística permitiu a identificação e análise dos efeitos das variáveis independentes no diferencial de pressão ΔP (Tabela 6), imprimindo numa confiabilidade estatística de 95%;
- A vazão volumétrica de produção, identificada pela variável velocidade, corresponde ao efeito mais significativo na amplitude da perda de carga, principalmente na região do TRIM. Conclui-se também que o efeito da viscosidade do fluido possui magnitude minoritária e irrelevante, comparando com do demais efeitos, entretanto seu não pode ser desconsiderado;
- O aumento na quantidade de conexões na região do TRIM (variável NUM_TRIM) é mais pronunciável na diminuição da perda de carga quando comparado como o efeito da presença de um chanfro na entrada do TRIM (variável ANG_CH_TRM). Entretanto, ambos os efeitos são relevantes para a diminuição da perda de carga, principalmente, quando a vazão volumétrica de produção é consideravelmente alta;
- Os efeitos majoritários na variação do diferencial de pressão correspondem: ao comportamento quadrático e linear da variável velocidade, ao efeito conjugado da

velocidade e da variável NUM_TRIM e o efeito quadrático da variável ANG_CH_TRIM;

- As minimizações locais da variável ΔP correspondem às condições: velocidade de 1m/s e NUM_TRIM igual a 8 (Figura 44), velocidade de 1m/s e ANG_CH_TRIM avizinhandose a 60° (Figura 45), velocidade de 1m/s e viscosidade tendendo a 1cP (Figura 46), NUM_TRIM igual a 10 e ANG_CH_TRIM entre 40° a 70° (Figura 47), NUM_TRIM igual a 10 e viscosidade próximas de 1cP (Figura 48), e ANG_CH_TRIM entre 40° a 50° e viscosidade igual a 1cP (Figura 49);
- A minimização global da queda de pressão na ferramenta é constituída pelas seguintes condições: velocidade do fluido na região entrada do volume de controle avizinhandose a 1 m/s, viscosidade tendendo a 1 cP, quantidade de conexões na região do TRIM igual a 10 e angulação do chanfro da região de entrada do TRIM em torno de 45°;
- Os resultados da simulação do transporte da fase sólida pela fase contínua indicam que este fenômeno é intensificado, principalmente em regiões próximas ao TRIM, especialmente quando as condições estão em concordância com o experimento 18.
- Enfim, é possível concluir que este estudo, mesmo possuindo um caráter introdutório, pode ser aplicado na avaliação do comportamento fluidodinâmico do escoamento em elementos de completção de poços de petróleo, dentro da ótica da eficiência operacional. Desta maneira, a sua grande contribuição é fornecer resultados simulados para a quantificação da perda de carga frente as condições operacionais e geométricas estudadas. Nestes termos, considerando que a escala do equipamento analisado é laboratorial e reduzida. É possível apontar que a minimização da perda de carga em equipamentos de completção está relacionada a otimizações em variáveis operacionais e geométricas. Tais melhorias representam um fator de aumento na eficiência operacional, principalmente no que diz respeito à diminuição dos gastos com o problema de incrustações inorgânicas.

5.2. SUGETÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A seguir são apresentadas algumas sugestões para trabalhos futuros, a fim de completar e aumentar a fidelidade física do estudo aqui apresentado:

- Analisar a influência na fluidodinâmica de outros parâmetros geométricos, tais como a presença de chanfros na saída da região do TRIM ou em regiões de quinas no tubo interno;
- Avaliar a aplicação de outros modelos de turbulência, por exemplo o Modelo de transporte de tensões de *Reynolds* (RSM);
- Avaliar uma amplitude maior de níveis para as variáveis independentes especificadas na Tabela 3;
- Estudar a utilização da abordagem *DDPM* para modelagem multifásica, juntamente com a implementação de um modelo que permita simular o fenômeno de adesão sólida à superfície interna do volume de controle (por UDF – *User defined function*) Objetivando modelar o transporte e a adesão do sólido incrustante na superfície do volume de controle;
- Comparar os resultados obtidos com resultados experimentais²⁶.

²⁶ Está em desenvolvimento uma versão experimental do equipamento descrito no ANEXO I, este possibilitará uma futura validação experimental desta metodologia.

CAPÍTULO 6 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. ALVES, J. V. B.; DE ANDRADE, M., R. **Hidro ciclone para a Separação do Óleo Residual de Água em Refinarias**. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Escola de Química, Rio de Janeiro– RJ (dissertação de mestrado), 2012.
2. AUERBACH, M. H.; REIMER, R. A.; OLANDER, R. G.; RAPIER, P. M. **A calcium carbonate scale inhibitor for direct-contact binary geothermal service**. Journal of Petroleum Technology, v. 35, n. 08, p. 1,546-1,552, 1983.
3. AWAD, M. M. **Fouling of heat transfer surfaces**. INTECH Open Access Publisher, p. 505-542, 2011.
4. AWAD, M. M. **Impact of Flow Velocity on Surface Particulate Fouling—Theoretical Approach**. J. Am. Sci, Vol. 8, No. 9, p. 442-449, 2011.
5. BAKKER, A. **Lecture 15 - Discrete phase modeling - Applied Computational Fluid Dynamics**. Disponível em: <<http://www.bakker.org/dartmouth06/engs150/15-dpm.pdf>> Acesso em: 15 de dezembro de 2016.
6. BØRENG, R.; SCHMIDT, T.; VIKANE, O.; TAU, L. A.; DYBDAHL, B.; DALE, T. I.; THOWSEN, O. **Downhole measurement of pH in oil & gas applications by use of a wireline tool**. In: SPE European Formation Damage Conference. Society of Petroleum Engineers, 2003.
7. BREČEVIĆ, L; KRALJ, D. **On calcium carbonates: from fundamental research to application**. Croatica Chemica Acta, Vol. 80, No. 3-4, p. 467-484, 2007.
8. BURGER, E. D.; PERKINS, T. K.; STRIEGLER, J. H. **Studies of wax deposition in the trans-Alaska pipeline**. Journal of Petroleum Technology, v. 33, n. 06, p. 1,075-1,086, 1981.
9. CABLE, M. **An evaluation of turbulence models for the numerical study of forced and natural convective flow in Atria**. Dissertação de mestrado em engenharia mecânica, Queen's University Kingston, Ontario, Canadá, maio, 2009.
10. CARDOSO, F. M. R. **Estudos da Adesão de CaCO₃ Sobre Superfícies Metálicas Utilizando a Microbalança de Cristal de Quartzo: Cinética de Formação e Inibição da Adesão**. Dissertação de Mestrado em ciências naturais, Centro de Ciência e Tecnologia da Universidade Estadual do Norte Fluminense, Campos dos Goytacazes, Rio de Janeiro, Março, 2008.

11. CECON, P. R.; DA SILVA, A. R. **Introdução à metodologia de superfície resposta**. Apostila departamento de estatística, Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, 2011.
12. COLLINS, I. R. **A new model for mineral scale adhesion**. International Symposium on Oilfield Scale. Society of Petroleum Engineers, SPE 74655, 2002.
13. COSMO, R. P. **Modelagem e Simulação Termodinâmica da Precipitação de Calcita em Condições de Poço**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Espírito Santo, 2013.
14. COTO, B.; MARTOS, C.; PEÑA, J. L.; RODRÍGUEZ, R.; PASTOR, G. **Effects in the solubility of CaCO₃: experimental study and model description**. Fluid Phase Equilibria, v. 324, p. 1-7, 2012.
15. DE PESQUISA ENERGÉTICA, EPE- Empresa. **Balço Energético Nacional- Relatório Síntese ano base 2015**. 2016.
16. DE SOUZA, F. J. DA SILVEIRA, N. A.; DESCHAMPS, C. J.; AZEVEDO, J. L. F.; BIGARELLA, E. D. V.; DE OLIVEIRA, G. L. **Implementation and Evaluation of Rans Turbulence Models In The BRU3d Code**. Apresentado no COBEM 2005: 18th International Congress of Mechanical Engineering. 2005.
17. DIARIODOPRESAL. **Petróleo e gás**. Disponível em: <<https://diariodopresal.wordpress.com/petroleo-e-gas/>>. Acesso em: 15 de novembro de 2016.
18. DUAN, Z.; LI, D. **Coupled phase and aqueous species equilibrium of the H₂O-CO₂-NaCl-CaCO₃ system from 0 to 250° C, 1 to 1000bar with NaCl concentrations up to saturation of halite**. Geochimica et Cosmochimica Acta, v. 72, n. 20, p. 5128-5145, 2008.
19. DUARTE, C. R., **Estudo Experimental e de Simulação da Fluidodinâmica e Recobrimento em Leito de Jorro**. Tese (Doutorado em Engenharia Química), 194 p – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2006.
20. ECONOMIDES, M. J.; HILL, A. D.; EHLIG-ECONOMIDES, C.; ZHU, D. **Petroleum production systems**. Pearson Education, 2012.
21. FACURI, R. M. **Estudo do Escoamento Laminar Sólido-Líquido em Anular Excêntrico Empregando a Técnica de Dinâmica de Fluidos Computacional**.

- Programa de Pós-graduação em energia (dissertação de Mestrado), Universidade Federal do Espírito Santo, 2014.
22. FALCONI, V. **O verdadeiro poder**. Nova Lima: INDG, 2009.
 23. FERRO, F.; TEIXEIRA, P.; LIMA, P. C. R. **Os desafios do pré-sal**. Câmara dos Deputados, Centro de Documentação e Informação, Edições Câmara, 2009.
 24. FLUENT, A. **ANSYS Fluent Theory Guide**. ANSYS Inc., USA, 2013.
 25. FLUENT, A. **Fluent user guide**. Lebanon, NH, v. 3766, 2015.
 26. FERREIRA, L. C.; SCATENA, R.; BARROZO, A. S.; DUARTE, R. **Estudo da dinâmica de partículas no interior de um tambor rotatório operando em regime de rolamento**. XIX Jornada de engenharia química, Uberlândia, 2014.
 27. FOX, R. W.; McDONALD, A. T. **Introdução à Mecânica dos Fluidos**. LTC Editora Guanabara Dois S.A., Rio de Janeiro, 7ª Edição, 2000.
 28. FRBPROJETOS. **Redução de tempo no desenvolvimento de seu projeto**. Disponível em: < <http://frbprojetos.com.br/portfolio-item/parametrizacao-de-desenhos/>>. Acesso em: 29 de março de 2017.
 29. GOMES, J. S.; ALVES, F. B. **O universo da indústria petrolífera: da pesquisa à refinação**. Fundação Calouste Gulbenkian, 2014.
 30. GRAHAM, G. M. et al. **Minimizing Scale Deposition Through Surface Enhancement in Downhole Tools**. OTC Brasil. Offshore Technology Conference, outubro. 2013.
 31. GUSTAVSEN, O. T.; SELLE, O. M.; FADNES, F. H.; SVELA, P. E.; GUDDING, E.; STENE, K. **Inflow-Control-Device Completion in a Scaling Environment: Findings and Experiences Obtained During Production Logging in the Heidrun Field**. SPE Annual Technical Conference and Exhibition. Society of Petroleum Engineers, 2010.
 32. JAMIALAHMADI, M.; MULLER-STEINHAGEN, H. **Crystalization fouling**. Encyclopedia of Desalination and Water Resources, USA, 2001.
 33. LUNDSTEDT, T.; SEIFERT, E.; ABRAMO, L.; THELIN, B.; NYSTRÖM, Å.; PETTERSEN, J.; BERGMAN, R. **Experimental design and optimization**. Chemometrics and intelligent laboratory systems, v. 42, n. 1, p. 3-40, 1998.

34. KLEIN, T. S. **Estudo de um Novo Modelo de Turbulência**. Tese de Mestrado em engenharia química, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2007.
35. KOTTEGODA, N. T.; ROSSO, R. **Applied statistics for civil and environmental engineers**. Chichester, UK: Blackwell, 2008.
36. LIPUS, L. C.; DOBERSEK, D. **Influence of magnetic field on the aragonite precipitation**. Chemical Engineering Science, Vol. 62, No. 7, p. 2089-2095, 2007.
37. MACHADO, J. C. V. **Reologia e escoamento de fluidos: ênfase na indústria do Petróleo**. Ed. Interciência. Petrobras, Rio de Janeiro, 2002.
38. MACIEL, R. S. **Estudo do escoamento de fluidos não-Newtonianos em seções anulares excêntricas**. Latin American Journal of Energy Research, Vol. 3, Nu. 1, p. 1-9, 2016.
39. MACKAY, E. J.; GRAHAM, G. M. **The use of flow models in assessing the risk of scale damage**. International Symposium on Oilfield Chemistry. SPE – 80252, Society of Petroleum Engineers, Janeiro, 2003.
40. MACKAY, E. J. **Oilfield Scale: A New Integrated Approach to Tackle an Old Foe**. SPE Distinguished Lecture, v. 2008, 2007.
41. MANOHAR, M.; JOSEPH, J.; SELVARAJ, T.; SIVAKUMAR, D. **Application of Box Behnken design to optimize the parameters for turning Inconel 718 using coated carbide tools**. International Journal of Scientific & Engineering Research, v. 4, n. 4, p. 620-644, 2013.
42. MARQUES, L. C. C.; PEREIRA, A. Z. I.; MEIRELLES J, R. O.; GONÇALVES, M. A. C. **How Petrobras has faced oilfield scale problems: Evolution of concepts and lessons learned in Campos Basin, Brazil**. International Symposium on Oilfield Scale. Society of Petroleum Engineers, 2001.
43. MENEZES, M. **Conceitos elementares de estatística, 2003**. Disponível em: <<http://www.inf.ufsc.br/~marcelo.menezes.reis/intro.html#O+que+%E9+signific%E2ncia+estat%EDstica+%28n%EDvel-p%29>>. Acesso em: 30 de dezembro de 2016.
44. MERDHAH, M.; BADR, A. **The study of scale formation in oil reservoir during water injection at high-barium and high-salinity formation water**. Tese de Doutorado, Universiti Teknologi Malaysia, Faculty of Chemical and Natural Resources Engineering, 2008.

45. MOGHADASI, J.; JAMIALAHMADI, M.; MÜLLER-STEINHAGEN, H.; SHARIF, A. **Formation damage due to scale formation in porous media resulting from water injection**. SPE International Symposium and Exhibition on Formation Damage Control. Society of Petroleum Engineers, 2004.
46. MONTGOMERY, D. C. **Introdução ao controle estatístico da qualidade**. Grupo Gen-LTC, 2004.
47. NOVATTE, E. R. **Metodologia de ensino de dinâmica dos fluidos computacional aplicada ao curso de engenharia ambiental**. Congresso Brasileiro de Educação em Engenharia, Belém, 2012.
48. NERGAARD, M.; GRIMHOLT, C. **An Introduction to Scaling, causes, problems and solutions**. Term paper for the course TPG, 2010.
49. NICHOLS, R. H. **Turbulence Models and Their Application to Complex Flows**. University of Alabama, Birmingham, 2008.
50. ODDO, J. E.; TOMSON, M. B. **A discussion of calcium carbonate scaling problems and solutions with respect to produced Brines**. SPE Annual Technical Conference and Exhibition. Society of Petroleum Engineers, 1989.
51. POOLE, R. J.; RIDLEY, B. S. **Development-length requirements for fully developed laminar pipe flow of inelastic non-Newtonian liquids**. Journal of Fluids Engineering, v. 129, n. 10, p. 1281-1287, 2007.
52. PROTALACTION. **Experimentos de *Box-Behnken***. Disponível em: <<http://www.portalaction.com.br/planejamento-de-experimento/612-experimento-de-box-behnken>>. Acesso em: 28 de março de 2017.
53. REIS, B. C. M.; PINTO, R. P. M.; SILVA, M. L.; SOARES, C. L.; FARIA, P. E. **Planejamento de experimentos (análise DOE) e otimização em processos de fabricação de materiais**. VI Congresso Brasileiro Brasileiro de Engenharia de Produção. Ponta Grossa, Paraná, 2016.
54. REYNOLDS, O. **An experimental investigation of the circumstances which determine whether the motion of water shall be direct or sinuous, and of the law of resistance in parallel channels**. Proceedings of the royal society of London, Vol. 35, no. 224-226, p. 84-99, 1883.

55. RICCOMINI, C.; SANT, L. G.; TASSINARI, C. C. G. **Pré-sal: geologia e exploração**. Revista USP, n. 95, p. 33-42, 2012.
56. ROLFO, S. **LES and Hybrid RANS/LES turbulence modelling in unstructured finite volume code and applications to nuclear reactor fuel bundle**. Tese de doutorado, Universidade de Machester, 2010.
57. ROSA, A. J.; DE SOUZA, C. R.; XAVIER, J. A. D. **Engenharia de reservatórios de petróleo**. Interciência, 2006.
58. SALIM, S. M.; CHEAH, S. **Wall Y⁺ strategy for dealing with wall-bounded turbulent flows**. Proceedings of the International MultiConference of Engineers and Computer Scientists, Hong Kong. 2009.
59. DOS SANTOS, D. A. **Contribuições ao estudo da fluidodinâmica em leito de jorro: estudos experimentais e de simulação via CFD**. 106 p. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2011.
60. SEGNET, E. R.; HOLLAND, H. D.; BISCARDI, C. J. **The solubility of calcite in aqueous solutions - I The solubility of calcite in water between 75° and 200° at CO₂ pressures up to 60 atm**. Geochimica et Cosmochimica Acta, Vol. 26, No. 12, p. 1301-1331, 1962.
61. SHIH, T. H. **A New–Eddy-Viscosity Model for High Reynolds Number Turbulent Flows–Model Development and Validation**/T.-H. Shih, WW Liou, A. Shabbir, Z. Yang, J. Zhu. Computers Fluids, v. 24, p. 3, 1995.
62. SLACK, J. G. **Calcium carbonate hexahydrate: Its properties and formation in lime-soda softening**. Water Research, Vol. 14, n. 07, p. 799-804, 1980.
63. SMITH, J. K.; YUAN, M.; LOPEZ, T. H.; MEANS, M.; PRZYBYLINSKI, J. L. **Real-Time and In-Situ Detection of Calcium Carbonate Scale in a West Texas Oil Field**. SPE Production & Facilities, v. 19, n. 02, p. 94-99, 2004.
64. STIFF H. A., DAVIS, L. E. **A method for predicting the tendency of oil field waters to deposit calcium carbonate**. Journal of Petroleum Technology, v. 4, n. 09, p. 213-216, 1952.
65. TENNEKES, H.; LUMLEY, J. L. **A first course in turbulence**. MIT press, 1972.

66. TRIVELLATO, A. A. **Aplicação das sete ferramentas básicas da qualidade no ciclo pdca para melhoria contínua: estudo de caso numa empresa de autopeças**. Tese de Doutorado. Universidade de São Paulo, 2010.
67. TU, J.; YEOH, G. H.; LIU, C. **Computational Fluid Dynamics: A Practical Approach**. 1. ed. Burlington: Elsevier, 2008.
68. UYGUN, M.; ONBASIOGLU, S.; SUAT, A. V. C. I. **Turbulence Modeling for Computational Fluid Dynamics, Part I: Conceptual Outlook**. Journal of Aeronautics and Space Technologies, Vol. 1, No. 4, p. 19-26, 2004.
69. VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. **An Introduction to Computational Fluid Dynamics – The Finite Volume Method**, Longman, London, 1995.
70. VETTER, O. J. **Oilfield Scale - Can We Handle It?** Journal of Petroleum Technology, Vol. 28, No. 12, p. 1,402-1,408, 1976.
71. VIANA, M. C.; COSMO, R. P.; PEREIRA, F. D. A. R.; RIBEIRO, D. D. C.; MARTINS, A. L. **Modelagem e Simulação da Incrustação de Carbonato de Cálcio em Condições de Poço**. VI Encontro nacional de hidráulica de poços de petróleo, ENAHPE, 2015.
72. VILLELA, M. J. R. **Análise do comportamento da temperatura em sistema de produção de petróleo: comparação entre completação seca e molhada**. Programa de pós-graduação em Mestrado em engenharia Mecânica (dissertação de mestrado) – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro – PUC, Rio de Janeiro, 2004.
73. ZHANG, Y; DAWE, R. **The kinetics of calcite precipitation from a high salinity water**. Applied Geochemistry, Vol. 13, No. 2, p. 177-184, 1998.

APÊNDICE I – PARÂMETROS FIXOS PARA OBTENÇÃO DAS MALHAS COMPUTACIONAIS (TABELA 4) SOFTWARE ANSYS MESH® 15.0.

Quadro 4. Parâmetros de obtenção das malhas pelo Softwares ANSYS Mesh® 15.0.

Parâmetro	Valor numérico ou preferências
Preferência física (<i>Physics Preferences</i>)	CFD
Simulador (<i>Solver Preferences</i>)	<i>Fluent</i>
Relevância (<i>Relevance</i>)	100
Funções avançadas de dimensões (<i>Advanced Size Functions</i>)	Proximidade de curvatura (<i>Proximity and Curvatures</i>)
Centro de Relevância (<i>Relevance Center</i>)	Fino (<i>Fine</i>)
Suavização (<i>Smoothing</i>)	Média (<i>Medium</i>)
<i>Span Angle Center</i>	15°
Dimensão Mínima (<i>Min Size</i>)	0,0005 m
Dimensão Mínima de Proximidade (<i>Proximity Min Size</i>)	0,0005 m
Maxima dimensão da Face (<i>Max Face Size</i>)	0,005 m
Dimensão Máxima (<i>Max Size</i>)	0,005 m
Comprimento mínimo de aresta (<i>Minimum Edge Length</i>)	0,001381 m
Opção de Inflação (<i>Inflation Option</i>)	Transição suavizada (<i>Smooth Transition</i>)
Taxa de transição (<i>Transition Ratio</i>)	0,272
Quantidades Máximas de Camadas (<i>Maximum Layers</i>)	3
Algoritmo de Inflação (<i>Inflation Algorithm</i>)	<i>Pre</i>

Fonte: O autor.

As condições demarcadas em vermelho e as que não foram citadas na Quadro 4 são consideradas padrão no *software* gerador de malha ANSYS Mesh® 15.0.

APÊNDICE II - COORDENADAS DOS PONTOS UTILIZADOS PARA PÓS PROCESSAMENTO.

Tabela 10. Coordenadas cartesianas dos pontos descritos na Figura 11.

Ponto	Coordenada (X; Y; Z) m
P1	0; 0,015675; 0,061
P2	0; 0,015675; 0,071
P3	0; 0,015675; 0,081
P4	0; 0,015675; 0,091
P5	0; 0,015675; 0,096
P6	0; 0,015675; 0,101
P7	0; 0; 0,101
P8	0; 0; 0,111
P9	0; 0; 0,121
P10	0; 0; 0,131
P11	0; 0; 0,141
P12	0; 0; 0,151
P13	0; 0; 0,161
P14	0; 0; 0,171
P15	0; 0; 0,181
P16	0; 0; 0,191
P17	0; 0; 0,201
P18	0; 0; 0,211
P19	0; 0; 0,221
P20	0; 0; 0,231
P21	0; 0; 0,241
P22	0; 0; 0,251
P23	0; 0; 0,925
P24	0; 0; 1

Fonte: o autor