

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL  
Escola de Engenharia  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais  
PPGE3M

**DETERMINAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA PRESSÃO INTERNA NO DANO POR  
EROSÃO EM SISTEMAS HIDRÁULICOS DE SONDAS DE PERFURAÇÃO DE  
POÇOS PETROLÍFEROS.**

Guilherme Pilotto Montagna

Dissertação para obtenção do Título de Mestre em Engenharia

Porto Alegre

2022

GUILHERME PILOTTO MONTAGNA

**DETERMINAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA PRESSÃO INTERNA NO DANO POR  
EROSÃO EM SISTEMAS HIDRÁULICOS DE SONDAS DE PERFURAÇÃO DE  
POÇOS PETROLÍFEROS.**

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais – PPGE3M, como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia.

Área de Concentração:  
Ciência e Tecnologia dos Materiais

Orientador: Prof. Dr. Marcelo Favaro Borges

Porto Alegre

2022

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL

Reitor: Carlos André Bulhões Mendes

Vice-reitora: Patricia Pranke

ESCOLA DE ENGENHARIA

Diretora: Carla Schwengber ten Caten

Vice-diretora: Afonso Reguly

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA DE MINAS, METALÚRGICA  
E DE MATERIAIS – PPGE3M

Coordenador: Afonso Reguly

Vice-coordenadora: Andréa Moura Bernardes

Pilotto Montagna, Guilherme  
DETERMINAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA PRESSÃO INTERNA NO  
DANO POR EROÇÃO EM SISTEMAS HIDRÁULICOS DE SONDAS DE  
PERFURAÇÃO DE POÇOS PETROLÍFEROS. / Guilherme Pilotto  
Montagna. -- 2022.  
108 f.  
Orientador: Marcelo Favaro Borges.

Dissertação (Mestrado) -- Universidade Federal do  
Rio Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de  
Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de  
Materiais, Porto Alegre, BR-RS, 2022.

1. Dureza. 2. Elbow. 3. Erosão. 4. Pressão Interna.  
I. Favaro Borges, Marcelo, orient. II. Título.

Guilherme Pilotto Montagna

DETERMINAÇÃO DA INFLUÊNCIA DA PRESSÃO INTERNA NO DANO POR  
EROSÃO EM SISTEMAS HIDRÁULICOS DE SONDAS DE PERFURAÇÃO DE POÇOS  
PETROLÍFEROS.

Esta dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração Ciência e Tecnologia dos Materiais e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Programa de Pós Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais PPGE3M da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

---

Prof. Dr. Afonso Reguly – Coordenador do PPGE3M.

Trabalho aprovado. Porto Alegre, 04 de março de 2022.

---

Prof. Dr. Marcelo Favaro Borges – Prof. Orientador

BANCA EXAMINADORA:

---

Prof. Dr. Afonso Reguly

---

Prof. Dr. Guilherme Vieira Braga Lemos

---

Prof. Dr. Matheus Freitas Kuhn

Dedico esta dissertação a minha família que sempre esteve ao meu lado, em especial a minha noiva Stefanie.

## **AGRADECIMENTOS**

Ao meu orientador Prof. Dr. Marcelo Favaro Borges pela oportunidade e apoio na realização deste trabalho.

À UFRGS, em especial ao PPGE3M e seus professores por oferecer um ensino de qualidade.

Ao Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF) da UFRGS por dispor de uma infraestrutura de excelência, utilizada execução deste trabalho.

Aos engenheiros Luiz Venturini e João Guilherme Cyrillo Kern pela ajuda e apoio no desenvolvimento deste trabalho.

Agradeço em especial a minha noiva Stefanie pelo apoio, companheirismo incentivo e carinho durante esta jornada.

Aos meus pais Claudir e Neli pelo incentivo, apoio e valores transmitidos, os quais me guiam durante toda a vida.

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b> .....	<b>16</b>
<b>2</b>	<b>MOTIVAÇÃO</b> .....	<b>18</b>
<b>3</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	<b>20</b>
<b>3.1</b>	<b>Perfuração de poço</b> .....	<b>20</b>
3.1.1	Kick .....	23
3.1.2	Blowouts.....	24
<b>3.2</b>	<b>Controle e segurança de poço</b> .....	<b>25</b>
3.2.1	Preventor de Explosão (BOP) .....	27
3.2.2	Sistemas hidráulicos .....	28
<b>3.3</b>	<b>Fluidos de Perfuração</b> .....	<b>31</b>
3.3.1	Densidade .....	31
3.3.2	Viscosidade .....	32
3.3.2.1	Plástico de Bingham.....	33
3.3.2.2	Power Law.....	34
3.3.2.3	Herschel-Bulkley.....	35
3.3.3	Regime de escoamento .....	35
<b>3.4</b>	<b>Desgaste abrasivo</b> .....	<b>36</b>
<b>3.5</b>	<b>Cascalhos de perfuração</b> .....	<b>39</b>
3.5.1	Erosão por partículas .....	40
3.5.1.1	Tamanho.....	40
3.5.1.2	Forma .....	41
<b>3.6</b>	<b>Método dos elementos finitos (MEF)</b> .....	<b>42</b>
<b>3.7</b>	<b>CFD: Método dos volumes finitos (MVF)</b> .....	<b>42</b>
3.7.1	Simulação de fluxo.....	44
3.7.2	Rastreamento de partículas.....	45

3.7.3	Cálculo de erosão .....	45
3.7.3.1	Modelo Finnie .....	46
3.7.3.2	Modelo de McLaury .....	47
3.7.3.3	Modelo de OKA .....	48
<b>4</b>	<b>MATERIAIS E MÉTODOS .....</b>	<b>50</b>
<b>4.1</b>	<b>Ensaio experimental.....</b>	<b>51</b>
4.1.1	Corpo de Prova.....	51
4.1.1.1	Composição química .....	52
4.1.1.2	Propriedades mecânicas .....	52
4.1.1.3	Metalografia .....	53
4.1.1.4	Preparação superficial para ensaio de dureza.....	53
4.1.1.5	Instrumentação do corpo de prova .....	53
4.1.2	Dispositivo de flexão 4 pontos .....	55
4.1.3	Ensaio de flexão .....	56
4.1.4	Ensaio de microdureza .....	56
<b>4.2</b>	<b>Geometria do elbow para os modelos CAE e CFD .....</b>	<b>60</b>
<b>4.3</b>	<b>Modelo numérico CAE para pressão interna.....</b>	<b>61</b>
4.3.1	Condições de contorno .....	61
4.3.2	Pós-processamento: análise de tensões .....	62
<b>4.4</b>	<b>Correlação entre tensões multiaxiais e tensão uniaxial .....</b>	<b>62</b>
<b>4.5</b>	<b>Modelo numérico CFD para erosão .....</b>	<b>63</b>
4.5.1	Geometria e malha de volumes finitos .....	64
4.5.2	Modelo de turbulência.....	64
4.5.2.1	Fluido de Perfuração .....	65
4.5.3	Modelo de transporte de partículas .....	65
4.5.4	Partículas sólidas – Cascalhos.....	66
4.5.5	Cálculo do dano por erosão .....	68
<b>5</b>	<b>RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>69</b>

<b>5.1</b>	<b>Caracterização das amostras .....</b>	<b>69</b>
5.1.1	Avaliação da composição química .....	69
5.1.2	Propriedades mecânicas .....	69
5.1.3	Caracterização microestrutural.....	70
<b>5.2</b>	<b>Estado de tensões e dureza .....</b>	<b>71</b>
<b>5.3</b>	<b>Pressão interna e estado de tensões .....</b>	<b>73</b>
<b>5.4</b>	<b>Dano por erosão .....</b>	<b>75</b>
5.4.1	Fluido de perfuração: caracterização.....	76
5.4.2	Caracterização dos cascalhos de perfuração .....	78
5.4.3	Campo de fluxo .....	80
5.4.4	Dano por erosão sem pressão interna .....	82
5.4.5	Dano por erosão com pressão interna.....	85
<b>6</b>	<b>CONCLUSÕES .....</b>	<b>91</b>
<b>7</b>	<b>SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>93</b>
<b>8</b>	<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>94</b>
	<b>APÊNDICE</b>	<b>102</b>

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1. Plataforma Deepwater Horizon em chamas após falha no controle de poço. _____	16
Figura 2. Sonda de perfuração Stena Carron. _____	21
Figura 3. Processo de perfuração de poço offshore esquematizado. _____	22
Figura 4. Representação de um kick no poço _____	23
Figura 5. Formas de blowout. _____	24
Figura 6. Gráfico da expansão volumétrica de um kick no poço. _____	25
Figura 7. Representação de equipamentos envolvidos na perfuração de poço. _____	26
Figura 8. BOP utilizado na plataforma Deepwater Horizon (a). Representação de um BOP com escala similar (b). _____	28
Figura 9. Sistema hidráulico no MPD do navio sonda Stena Carron. _____	29
Figura 10. Choke Manifold para 25.000 PSI. _____	30
Figura 11. Densidade de alguns componentes utilizados em fluidos de perfuração. _____	32
Figura 12. Modelos reológicos para fluidos de perfuração. _____	33
Figura 13. Ilustração de uma partícula em rota de colisão. _____	37
Figura 14. Influência do ângulo de impacto para materiais dúcteis e frágeis _____	38
Figura 15. Mecanismos de desgaste erosivo em materiais dúcteis (a, b, c) e frágeis (d, e, f). _____	38
Figura 16. Ilustração da geração e transporte de cascalhos durante a perfuração. _____	39
Figura 17. Dados obtidos por ensaios de desgaste erosivo por partículas. _____	41
Figura 18. Elbow com superfície suscetível a erosão e simulação de fluxo em uma linha hidráulica. _____	43
Figura 19. Etapas de modelagem CFD para erosão por partículas _____	43
Figura 20. Fluxograma da metodologia proposta. _____	50
Figura 21. Corpos de prova. _____	52
Figura 22. Dispositivo de flexão com o corpo de prova posicionado. _____	54
Figura 23. Dispositivo de flexão quatro pontos. _____	55
Figura 24. Representação meramente ilustrativa do estado de tensões gerado no corpo de prova em ensaio de flexão 4 pontos, bem como o diagrama de esforços cortantes e momento fletor. _____	56
Figura 25. Ensaio experimental. _____	57
Figura 26. Vista superior do dispositivo de flexão com o corpo de prova indicando, esquematicamente, as regiões onde foi realizado os ensaios de dureza. _____	58

Figura 27. Geometria 3D com dimensões da seção de linha hidráulica utilizada de neste trabalho. _____	60
Figura 28. Representação de uma Peneira Vibratória. _____	66
Figura 29. Análise de imagem no software ImageJ. Imagem original (a). Imagem tratada (b). _____	67
Figura 30. Curva tensão – deformação. _____	70
Figura 31. Microestrutura perlítica em matriz ferrítica. Nital 2% e aumento de 200X. _____	71
Figura 32. Dureza em função da tensão superficial. _____	72
Figura 33. Local de análise das tensões resultantes. _____	73
Figura 34. Comparativo entre o ensaio experimental e o modelo de Rosin-Rammler-Bennet. _____	79
Figura 35. Perfil de velocidade no modelo CFD. _____	80
Figura 36. Perfil de velocidade observado em cortes. _____	81
Figura 37. Campo de pressões em corte transversal do modelo. _____	82
Figura 38. Valores residuais para as equações da continuidade, quantidade de movimento e turbulência para o modelo com dureza de 182 HV – 0 bar. _____	83
Figura 39. Velocidade média do fluido na saída do domínio computacional do modelo 182 HV – 0 bar. _____	83
Figura 40. Perfil de erosão em vista frontal para o modelo 182 Hv – 0 Bar. _____	84
Figura 41. Perfil de erosão em vistas direitas e esquerda para o modelo 182 Hv – 0 Bar. _____	84
Figura 42. Localização da máxima taxa de erosão para o modelo 182 Hv – 0 Bar. _____	85
Figura 43. Localização da máxima taxa de erosão para o modelo com 171,5 HV – 50 bar. _____	86
Figura 44. Função ângulo de impacto para distintas durezas. _____	87
Figura 45. Variação da taxa máxima de erosão pela pressão interna. _____	88
Figura 46. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 100 bar. _____	102
Figura 47. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 150 bar. _____	103
Figura 48. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 200 bar. _____	103
Figura 49. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 250 bar. _____	104
Figura 50. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 300 bar. _____	104
Figura 51. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 350 bar. _____	105
Figura 52. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 400 bar. _____	105
Figura 53. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 450 bar. _____	106
Figura 54. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 500 bar. _____	107

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Dados da produção de cascalhos em quatro sondas de perfuração da Petrobras. __	40
Tabela 2. Valores das constantes encontrados para areia – aço. _____	48
Tabela 3. Matriz de testes experimentais. _____	58
Tabela 4. Composição química das amostras do elbow. _____	69
Tabela 5. Ensaio experimental da correlação entre estado de tensões e dureza do material. _	72
Tabela 6. Tensão Mises resultante para cada modelo. _____	74
Tabela 7. Dados reológicos típicos de um fluido de perfuração base água. _____	76
Tabela 8. Resultados obtidos da análise granulométrica _____	78
Tabela 9. Valores obtidos para o modelo de Rosin-Rammler-Bennet. _____	79
Tabela 10. Síntese dos resultados obtidos neste trabalho. _____	89

## LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

API	<i>American Petroleum Institute</i>
CAD	Desenho auxiliado por computador
CAE	Engenharia auxiliada por computador
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
BOP	<i>Blowout Preventer</i>
MPD	<i>Managed Pressure Drilling</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
RANS	<i>Reynolds – Avaraged Navier – Stokes</i>
DNS	<i>Direct Numerical Simulation</i>
$\tau$	Tensão de cisalhamento
$\tau_y$	Tensão de escoamento
$\mu_p$	Viscosidade plástica
$\gamma$	Taxa de cisalhamento
$R_3$	Leitura obtida em 3 RPM no Viscosímetro rotacional
$R_6$	Leitura obtida em 6 RPM no Viscosímetro rotacional
$R_{300}$	Leitura obtida em 300 RPM no Viscosímetro rotacional
$R_{600}$	Leitura obtida em 600 RPM no Viscosímetro rotacional
$K$	Índice de consistência
$n$	Índice de comportamento do fluido
$N_{Re}$	Número de Reynolds
$N_{Rec}$	Número de Reynolds crítico
$\mu_e$	Viscosidade equivalente
$D$	Diâmetro interno do tubo
$v$	Velocidade de escoamento
$\rho$	Densidade
$R$	Fator de arredondamento
$a$	Área projetada
$R$	Distância mínima entre vértices
$\dot{E}$	Taxa de erosão
$\dot{m}_p$	Fluxo mássico de partículas

$K_e$	Constante intrínseca do material
$U_p^n$	Velocidade de impacto das partículas
$F(\alpha)$	Função ângulo de impacto
bb1	Barris americano de petróleo
$P_R$	Pressão interna
$\sigma$	Tensão superficial no corpo de prova
$\sigma_s$	Tensão obtida nó n° 71252 modelo CAE
$\vec{u}$	Vetor velocidade instantânea
$p$	Pressão
$\tilde{T}$	Tensor de Momentum

## RESUMO

É imprescindível que o sistema de segurança de uma sonda de perfuração seja estudado, monitorado e entendido em toda sua extensão, a fim de eliminar ou mitigar os riscos de uma falha em operação. Falhas catastróficas em componentes hidráulicos de sondas durante a perfuração de poço podem ser ocasionadas pelo desgaste erosivo. Frente ao exposto, o presente trabalho tem por objetivo avaliar a influência da pressão interna no dano por erosão em sistemas hidráulicos de sondas de perfuração e controle de poços petrolíferos. A geometria avaliada foi uma seção tubular de 6" contendo um *elbow* de aço API 5L X42 PSL1. Por ser um elemento direcionador de fluxo, esta geometria configura as regiões de maior suscetibilidade ao desgaste erosivo e foi estrategicamente escolhida como objeto de estudo. De modo geral, este trabalho apresentará uma metodologia composta por uma correlação entre pressão interna e dureza do material. Para esta análise, amparada pelo critério da máxima energia de distorção (teoria de Von Mises), avaliou-se a dureza com base no estado de tensões superficiais devido aos efeitos da pressão. Para obtenção das tensões, um modelo CAE foi proposto. O comportamento da dureza do material em relação ao estado de tensões superficiais foi obtido com uma análise experimental. Os valores encontrados de dureza foram inseridos no modelo de dano por erosão elaborado por OKA em análise CFD para avaliação final. Os resultados obtidos demonstram que as regiões de maior desgaste erosivo ocorrem na porção final do *elbow*. Em cada modelo de pressão interna considerado, os valores encontrados da taxa máxima de erosão divergem inexpressivamente entre si, atingindo uma média de  $5,56 \text{ E-5 kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$ . Ademais, em face da baixa variância observada, os valores podem estar dentro do erro inerente da modelagem CFD e do erro experimental no trabalho de OKA que deu origem ao modelo erosão utilizado.

**Palavras-chave:** Dureza. *Elbow*. Erosão. Pressão Interna.

## ABSTRACT

It is essential that the safety system of a drilling rig is studied, monitored and understood entirely, in order to eliminate or mitigate the risks of a failure in operation. Catastrophic failures in hydraulic components of rigs during well drilling can be caused by erosive wear. Taking this into account, the present work aims to evaluate the influence of internal pressure on erosion damage in hydraulic systems of drilling rigs and control of oil wells. The geometry evaluated was a 6" tubular section containing an elbow of API 5L X42 PSL1 steel. For being a flow-directing element, this geometry configures as the region of greater susceptibility to erosive wear and was strategically chosen as an object of study. In general, this work will present a methodology composed by a correlation between internal pressure hardness of the material. For this analysis, supported by maximum distortion energy criterion (Von Mises's theory), the hardness was evaluated based on the surface stresses state due to the effects of pressure. To obtain the stresses, a CAE model was proposed. The behavior of the material hardness and its relation to the surface stress state was obtained with an experimental analysis. The hardness values found were inserted in the erosion damage model developed by OKA in CFD analysis for final evaluation. The results obtained demonstrate that the regions of larger erosive wear occur in the final portion of the elbow. In each internal pressure model considered, the maximum erosion rate differ insignificantly from each other, reaching an average of  $5.56 \text{ E-5 kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$ . Moreover, given the low variance observed, the values may be within the inherent error of the CFD modeling and the experimental error in the OKA work that the erosion model used was based from/on.

**Keywords:** Hardness. Elbow. Erosion. Internal Pressure.

## 1 INTRODUÇÃO

No sistema de segurança em sondas de perfuração de poços petrolíferos, o controle de poço é uma ferramenta que tem por objetivo impedir que os fluidos aprisionados nos poros das formações perfuradas alcancem a superfície terrestre de forma descontrolada. Essa técnica é de suma importância para evitar que falhas catastróficas ocorram. O controle de poço engloba equipamentos e procedimentos que exigem um alto grau de confiabilidade e segurança [THOMAS, 2001; SANTOS, 2013].

De fato, uma falha na perfuração de poços pode resultar em perdas irreparáveis. No acidente ocorrido em 20 de abril de 2010, na plataforma *Deepwater Horizon* (Figura 1) e descrito por SAFINA em 2016 como “um mar em chamas”, vidas foram perdidas e um imenso impacto ambiental, social e financeiro resultaram desta tragédia. Um ano após o acidente, em abril de 2011, o então presidente Barack Obama se pronuncia sobre o ocorrido deixando evidente os impactos desta tragédia:

Hoje, lembramos das onze vidas perdidas como resultado deste trágico evento e agradecemos aos milhares de socorristas que trabalharam para mitigar este desastre. Esse evento catastrófico afetou profundamente a vida de milhões de americanos, desde pescadores locais a proprietários de restaurantes e hotéis e pequenos negócios em toda a região (Presidente Barack Obama, 2011, traduzido pelo autor) [1].

Figura 1. Plataforma *Deepwater Horizon* em chamas após falha no controle de poço.



Fonte: Autor desconhecido, 2010.

[1] “Today, we remember the eleven lives lost as a result of this tragic event and thank the thousands of responders who worked to mitigate this disaster. That catastrophic event deeply affected the lives of millions of Americans, from local fishermen to restaurant and hotel owners and small businesses throughout the region” [CNN, 2011].

É imprescindível que o sistema de segurança de uma sonda de perfuração seja estudado, monitorado e entendido em toda sua extensão, a fim de eliminar ou mitigar os riscos de uma falha em operação. Diante disso, um fenômeno muito presente e pouco discutido é o dano por erosão oriundo de partículas sólidas em linhas de hidráulicas para controle de poço com a presença de pressão interna.

As linhas hidráulicas são um sistema composto, entre outros, por tubulações, válvulas e conexões. Este sistema tem por objetivo controlar e expulsar um *kick* (fluxo indesejado de fluido contido na formação para dentro do poço) durante as manobras de controle de poço, bem como manter a janela operacional segura durante a perfuração. Contudo, um problema muito recorrente neste sistema é a presença de um excessivo desgaste erosivo devido ao impacto de partículas sólidas, especialmente em *elbows*, componente tubular e curvo utilizado como direcionador de fluxo [HUANG et al., 2017].

As partículas sólidas são provenientes da ruptura e desagregação das rochas quando a broca de perfuração abre o poço, gerando como resultado pequenos fragmentos, também denominados cascalhos. Estas partículas sólidas são transportadas até a superfície pela circulação do fluido de perfuração, também denominado lama de perfuração [THOMAS, 2001]. Quando acionado, o sistema hidráulico de controle de poço recebe este fluido de perfuração contendo estas partículas que originam o dano por erosão [SANTOS, 2013].

Pressão interna na fase de perfuração de poço, considerada neste trabalho como uma pressão superior à pressão externa, pode ocorrer em duas situações: (i) quando a densidade do fluido de perfuração for muito alta; (ii) em decorrência de um *kick* (especialmente de natureza gasosa). A presença de um *kick* resulta no acionamento do sistema de segurança do poço, tal qual todo sistema hidráulico. A pressão de um *kick* pode ser relativamente alta, principalmente se o fluido for gasoso, podendo ocasionar uma situação de pressão interna em todo o sistema [BYROM, 2015. pp. 41 -45].

São quase inexistentes os estudos onde aborda-se concomitantemente o seguinte conjunto de fatores: fluido de perfuração com partículas sólidas, pressão interna e dano por erosão. A partir do exposto neste capítulo, o presente estudo avaliará, experimental e numericamente o efeito da pressão interna no dano por erosão em *elbows*, nas linhas de hidráulicas para controle de poço, no sistema de segurança em sondas de perfuração.

## 2 MOTIVAÇÃO

O desgaste erosivo em tubos de aço é um mecanismo complexo e possui severos impactos ambientais e econômicos na indústria do óleo e gás, principalmente em sondas durante a perfuração de poços de petróleo.

Pesquisadores e engenheiros não medem esforços para estudar o fenômeno do desgaste erosivo em tubos, na tentativa de desenvolver modelos numéricos de previsão de erosão a fim antecipar e mitigar esse problema [SUN et al., 2015].

Durante as manobras de controle de poço e, especificamente, nas etapas onde linhas hidráulicas são acionadas, há um excessivo desgaste na superfície interna dos *elbows*. Este problema é decorrente do fenômeno de erosão causado por partículas oriundas da perfuração do poço.

Os *elbows* presentes nos sistemas hidráulicos são elementos críticos no desgaste erosivo, pois atuam como direcionadores físicos do fluido de perfuração contendo partículas. A mudança de direção do fluido ocorre pelo choque com a parede interna dos *elbows*, este choque resulta em um excessivo desgaste do material, especialmente pela transferência da energia cinética das partículas que estão presentes no fluido.

Avaliar experimentalmente em escala real o efeito da pressão interna na taxa de erosão em sistemas hidráulicos na perfuração e controle de poço é extremamente complexo. Estudos com uma abordagem do tema são escassos. O fato de haver muitas características físicas que limitam tecnicamente o experimento, pressupõe que outra metodologia deva ser elaborada para avaliar o efeito desse parâmetro físico no dano por erosão.

Do ponto de vista das partículas abrasivas, na literatura são encontrados inúmeros estudos que comprovam que o tamanho, a forma e as propriedades referentes ao material são elementos que influenciam no desgaste erosivo [SALIK et al., 1981; LEVY e CHIK, 1983; GANDHI e BORSE, 2002; DESALE et al., 2009; BABU et al., 2011]. Embora não tão expressivas, as características referentes ao fluido de perfuração, como viscosidade e densidade, afetam o comportamento das partículas e, como resultado, influenciam o padrão e a magnitude da erosão [CLARK e BURMEISTER, 1992]. A velocidade de impacto das partículas é um fator que afeta fortemente o desgaste erosivo [FINNIE, 1958; OKA et al., 2005; BURNETT et al., 1994]. A temperatura é uma propriedade que só é relevante no desgaste erosivo quando atingir valores significativamente altos, que possam alterar as propriedades microestruturais dos materiais [LEVY, 1979]. Muitos pesquisadores observaram que a taxa de erosão também é uma função do ângulo de impacto das partículas e o efeito do ângulo de impacto das partículas na

erosão varia de acordo com o material da superfície, que é modelado pela dureza do material [SHELDON, 1970; DNV, 2015]. SUN et al (2015) avaliaram o desgaste erosivo em um corpo de prova de aço submetido à carregamentos em tração para investigar a influência da tensão superficial do material no desgaste erosivo. No entanto, há uma lacuna no entendimento sobre os efeitos da pressão interna no desgaste erosivo em tubulações.

Como supracitado, a motivação para a realização deste trabalho é auxiliar a indústria do petróleo e o meio acadêmico no melhor entendimento sobre o assunto, bem como descrever uma metodologia consistente, através de experimentos e modelagem numérica computacional, que possam avaliar o efeito da pressão interna no dano por erosão causado por partículas sólidas em *elbows* presentes no sistema hidráulico de controle e perfuração de poços de petróleo.

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 3.1 Perfuração de poço

Encontrar reservatórios de petróleo bruto e gás natural é, obviamente, apenas o primeiro passo de um longo processo até efetivamente encher o tanque de gasolina de um carro ou alimentar o sistema de aquecimento doméstico com gás natural. Uma das etapas subsequentes é encontrar uma maneira de remover o óleo e o gás encontrado no solo. De modo geral, esse processo geralmente envolve a perfuração do solo através de camadas de rochas até atingir a região na qual o petróleo bruto e o gás natural se encontram aprisionados. Quando essa camada é alcançada, o petróleo e o gás finalmente encontram um conduto pelo qual podem percolar para a superfície da terra. Esses fluidos então começam a fluir para cima, impulsionados pela pressão do reservatório que se acumulou na camada rochosa desde sua formação [NEWTON, 2015].

Na exploração de poços petrolíferos, a perfuração é uma tarefa altamente complexa, que exige um alto grau de controle, planejamento e gerência, desde a locomoção da frota de sondas, até a perfuração e complementação do poço propriamente dito [TAVALLALI e ZARE, 2018]. Basicamente, todo o processo de perfuração é realizado por uma sonda, que é constituída por todos os elementos necessário para a perfuração de um poço. Os elementos e características de uma sonda de perfuração dependem principalmente do local onde será realizado a perfuração. Em suma, há dois cenários possíveis: o cenário terrestre sem a presença de água, conhecido como perfuração *onshore*, e outro onde existe uma lâmina d'água prévia, caracterizada como a perfuração de poços em mares ou lagos, também denominado perfuração *offshore*. Neste contexto, as sondas de perfuração desenvolvidas partem desde estruturas posicionadas em solo terrestre, até plataformas fixas, plataformas semissubmersíveis e navios sondas [BAKER, 2004]. Cada sonda de perfuração é dimensionada de acordo com a complexidade do local de perfuração. Para exemplificar, a Figura 2 ilustra o Navio – Sonda Stena Carron, da empreiteira Stena Drilling, com 228 metros de comprimento e 42 metros de largura. Podendo ocupar 180 petroleiros e alcançar uma profundidade de perfuração de até 35.000 pés [Drillingcontractor, 2021].

Figura 2. Sonda de perfuração Stena Carron.

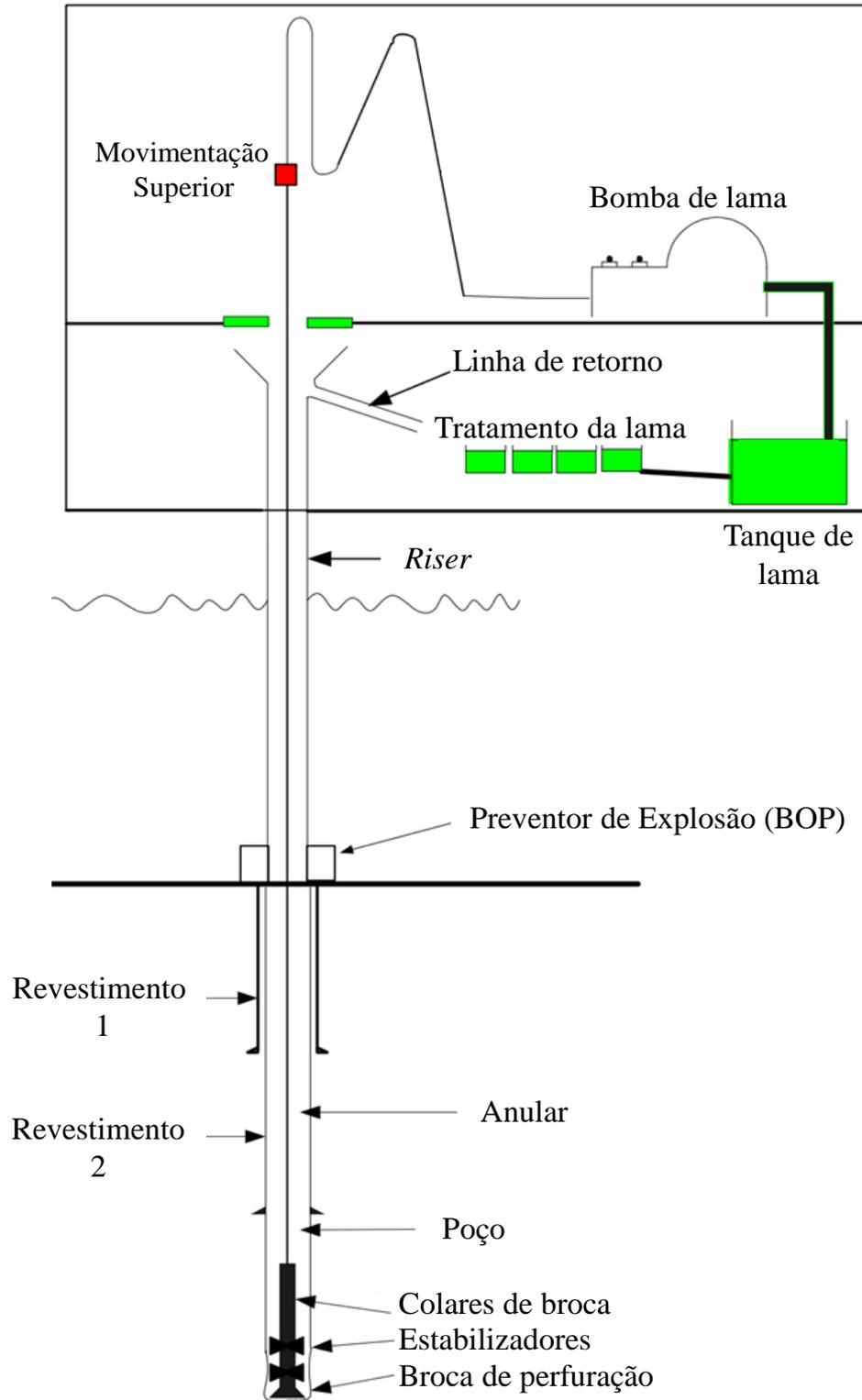


Fonte: Drillingcontractor, 2011.

Na Figura 3 é ilustrado esquematicamente os equipamentos básicos utilizados na perfuração de um poço *offshore*. Neste cenário, inicialmente uma sonda é instalada no local adequado, onde por meio de um *riser*, uma broca de perfuração é conduzida até o leito marinho para iniciar o processo de perfuração prévia, que contempla uma etapa de adequação do leito para a inserção de um *blowout preventer* (BOP) na cabeça do poço, juntamente com todo sistema hidráulico. Após esta etapa de adequação e inserção do BOP, a coluna de perfuração retorna para dentro do poço passando pelo BOP até chegar na formação rochosa. A perfuração reinicia com broca de perfuração fragmentando e desagregando o solo. Os detritos rochosos, denominados de cascalhos, que são oriundos da perfuração realizada pela broca são retirados do poço, carreados continuamente até a plataforma pela região anular através de um fluido injetado por bombas hidráulicas no interior da coluna de perfuração. Este fluido, comumente chamado de lama de perfuração, possui propriedades específicas e, além de promover a limpeza do poço, dentre outros, é responsável pelo resfriamento da broca e lubrificação, bem como realizar o controle de poço. À medida que a coluna de perfuração avança e maiores profundidades são alcançadas, um revestimento na parede do poço é inserido. Em suma, o

revestimento é constituído de cimento de alta complexidade e características específicas para impedir desmoronamentos no interior do poço [THOMAS, 2001].

Figura 3. Processo de perfuração de poço *offshore* esquematizado.



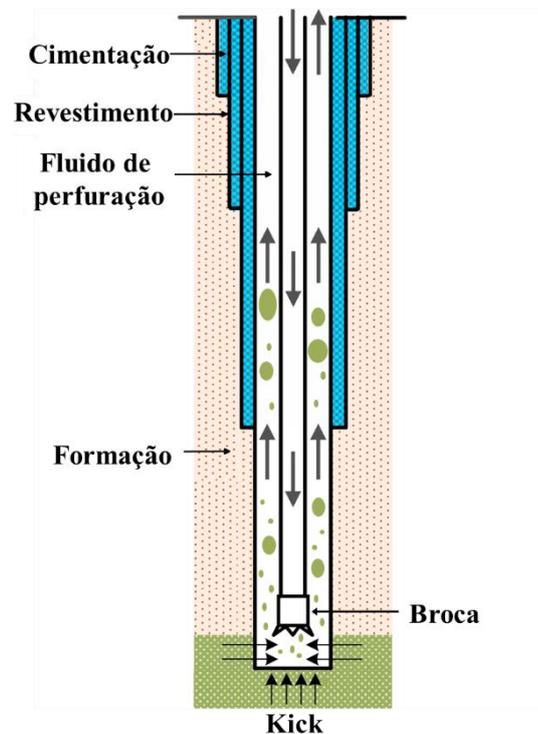
Fonte: Adaptado de SKALLE, 2011, p. 7.

Durante a perfuração, é essencial que o controle de poço opere sob alta eficiência, tendo como maior objetivo evitar que os fluidos presentes na formação rochosa invadam a região anular do poço. Esse fluxo de fluido invasor e indesejado é denominado *kick*. O controle de poço deve evitar a ocorrência de um *kick* e, acima de tudo, evitar que esse *kick* (caso ele ocorra) progrida de forma incontrolável até a iminência de ocorrer o fenômeno conhecido como *blowout*.

### 3.1.1 *Kick*

Dentre as funções de um fluido de perfuração, uma das mais importantes é exercer uma pressão no poço superior a pressão dos fluidos contidos nos poros das formações geológicas. Na hipótese que, por alguma oscilação no sistema, a pressão no interior do poço for menor que a pressão do fluido da formação e, esta, possuir permeabilidade suficiente, deverá ocorrer um fluxo de fluido da formação para o interior do poço. O advento de um fluxo de fluido da formação para o interior do poço é denominado de *kick* e neste momento, considera-se que o controle primário do poço foi perdido, conforme ilustrado na Figura 4 [SANTOS, 2013].

Figura 4. Representação de um kick no poço



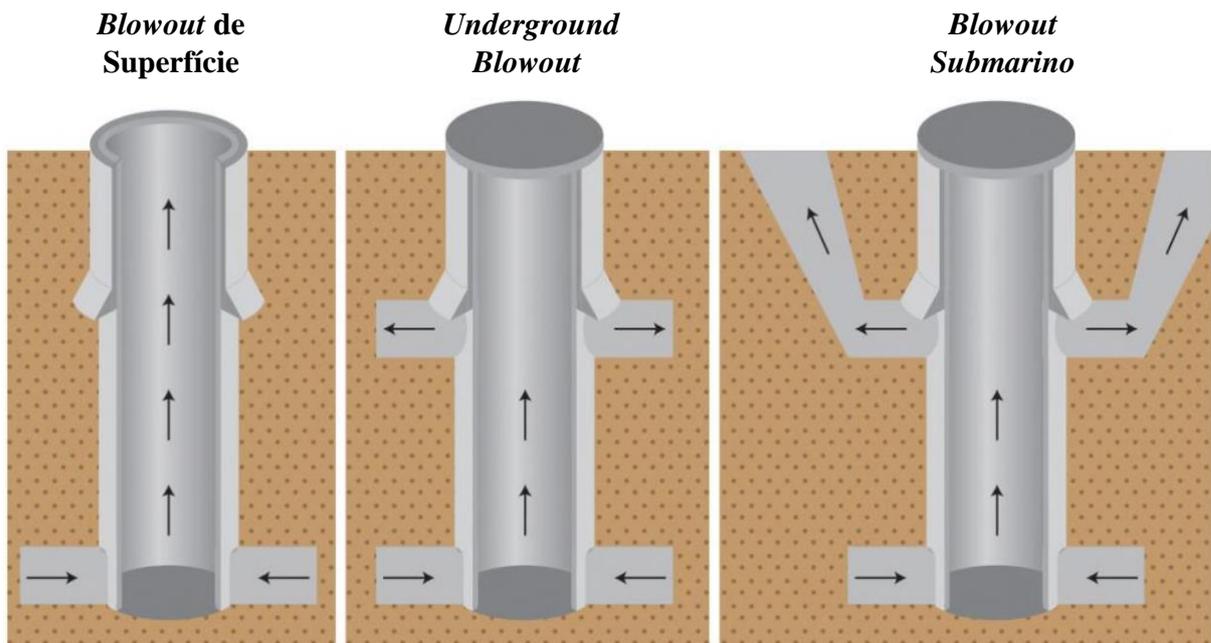
Fonte: Adaptado de ZHANG, 2018.

Na constatação de um *kick*, os sondadores realizam procedimentos específicos para recuperar o controle primário, cessar o influxo e expulsar o fluido invasor da coluna de perfuração. Tais procedimentos envolvem riscos operacionais, bem como possibilidade de perda permanente do poço e perda de tempo produtivo. De fato, as equipes que operam sondas de perfuração devem possuir um rigoroso treinamento para evitá-lo. No momento em que a equipe de perfuração falha na restauração do controle primário do poço, o fluxo de fluido do reservatório para o interior do poço pode se tornar incontrolável, ocasionando em falha catastrófica denominada *blowout*.

### 3.1.2 *Blowouts*

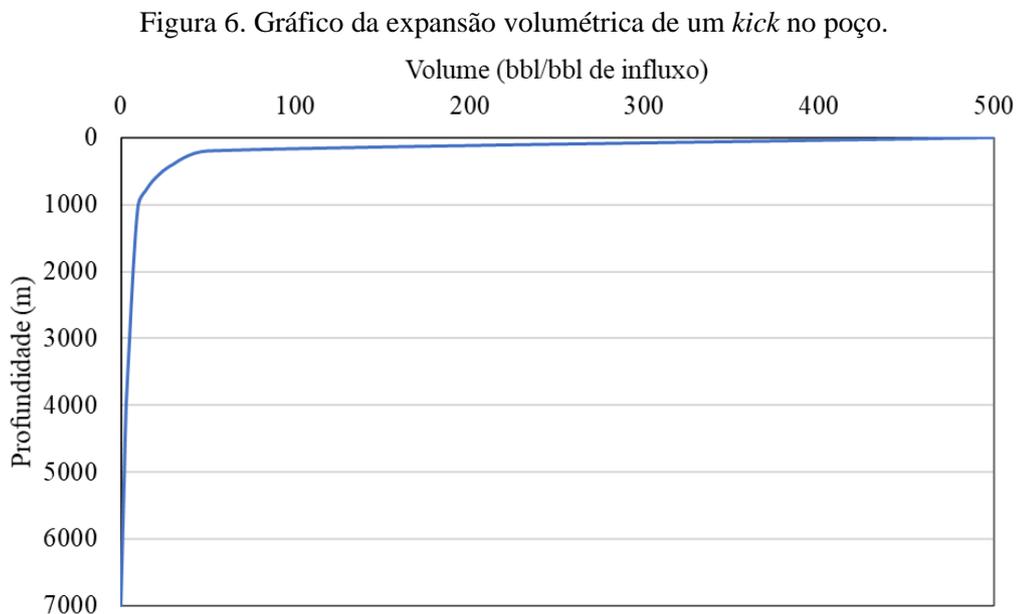
Um *blowout* é, por definição, o fluxo descontrolado de fluido contido na formação para o poço e deste para a atmosfera, para o fundo do mar ou para outra formação exposta na coluna de perfuração. Se o fluxo for para a superfície por meio do poço, tem-se um *blowout* de superfície. Quando o fluido permeia da formação produtora para outra formação não revestida no poço, chama-se de *underground blowout*. E se o fluxo chega à superfície através de fraturas nas rochas que cessam na superfície como cratera, origina-se um *blowout* submarino. A Figura 5 ilustra as diferentes configurações de *blowout* [SANTOS, 2013].

Figura 5. Formas de *blowout*.



Fonte: SANTOS, 2013.

Controlar um *kick* durante a perfuração é uma tarefa sem margens para o fracasso, uma vez que um *blowout* deve ser evitado, devido ao seu alto grau de periculosidade, danos à vida humana e danos ao meio ambiente. Em geral, a densidade de um *kick* é inferior ao do fluido de perfuração e ao invadir o poço ele tende a migrar para superfície e aumentar de volume devido às pressões inferiores encontradas. Segundo HORNUNG (1990), para o caso um *kick* de 10 barris, este pode se expandir em até cerca de 4.000 barris nas condições de superfície, conforme o gráfico da Figura 6. A expansão do *kick* na superfície encontrando oxigênio como principal comburente, propicia uma situação de explosão iminente, bem como uma falha catastrófica de grandes proporções, como o ocorrido em 2010 na plataforma *Deepwater Horizon*, no golfo do México.



Fonte: Adaptado de HORNUNG, 1990.

### 3.2 Controle e segurança de poço

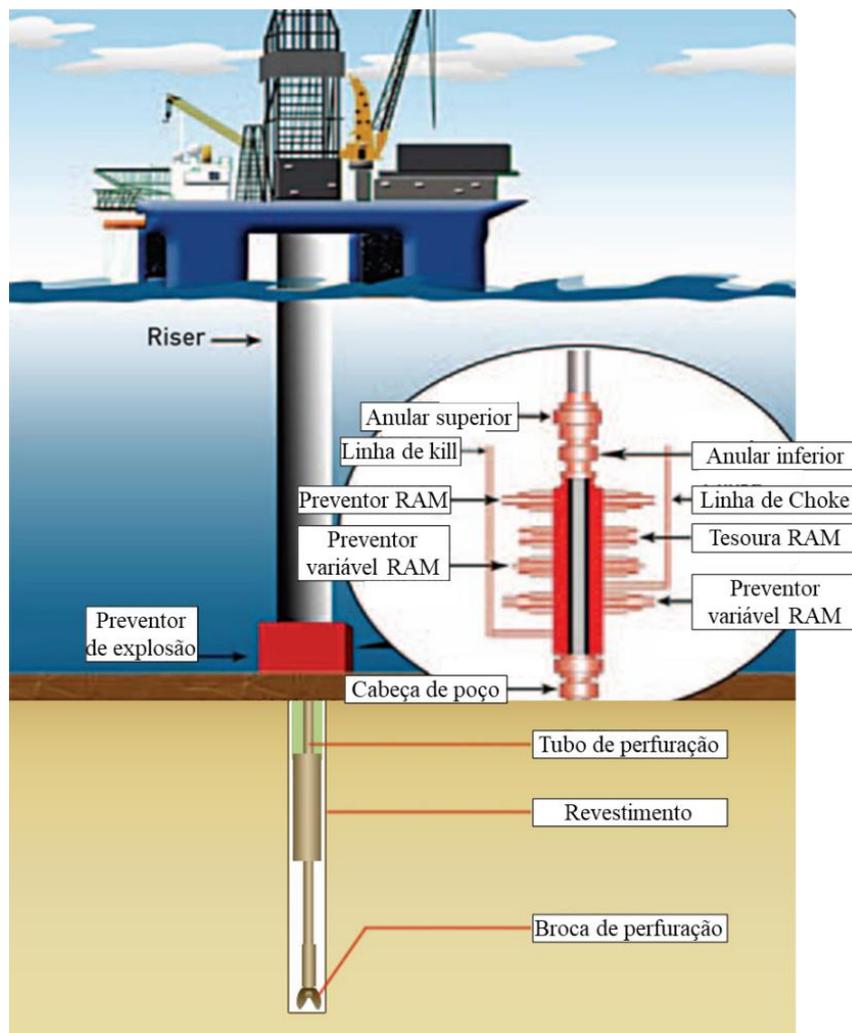
O controle de poço visa garantir a segurança de um poço e é conhecido como um conjunto de procedimentos, técnicas e equipamentos utilizados durante a perfuração para assegurar que não ocorra um *kick*, bem como evitar que este progrida para um *blowout*. O controle de poço pode ser dividido em controle primário e secundário.

O controle de poço primário tem por objetivo impedir um fluxo indesejado de fluido contido na formação para dentro de poço, conhecido como *kick*. A técnica empregada é basicamente neutralizar a pressão da formação, exercendo uma pressão superior dentro do poço

em uma janela de operação limitada, utilizando um fluido de perfuração. O controle da pressão no poço é feito através de ajustes nas características físicas da lama, como densidade e a viscosidade.

Na falha do controle de poço primário e um *Kick* detectado, o controle secundário de poço é acionado e um dos procedimentos adotados é o fechamento parcial do poço por meio do preventor de explosão (BOP), para que o *Kick* detectado não saia do poço e resulte em *blowout*. Com o BOP fechado, a intervenção no poço é feita utilizando as linhas hidráulicas de *Kill* e *Choke*. O controle de poço secundário possui um conjunto de procedimentos e equipamentos (ilustrado na Figura 7) que tem por objetivo isolar e remover o *kick* utilizando o sistema hidráulico de controle de poço. Quando o controle de poço secundário falhar, um *blowout* encontra-se em iminência e técnicas avançadas de intervenção no poço deverão ser empregadas para retomar o controle do poço.

Figura 7. Representação de equipamentos envolvidos na perfuração de poço.



Fonte: Adaptado de CONTROLGLOBAL, 2012.

### 3.2.1 Preventor de Explosão (BOP)

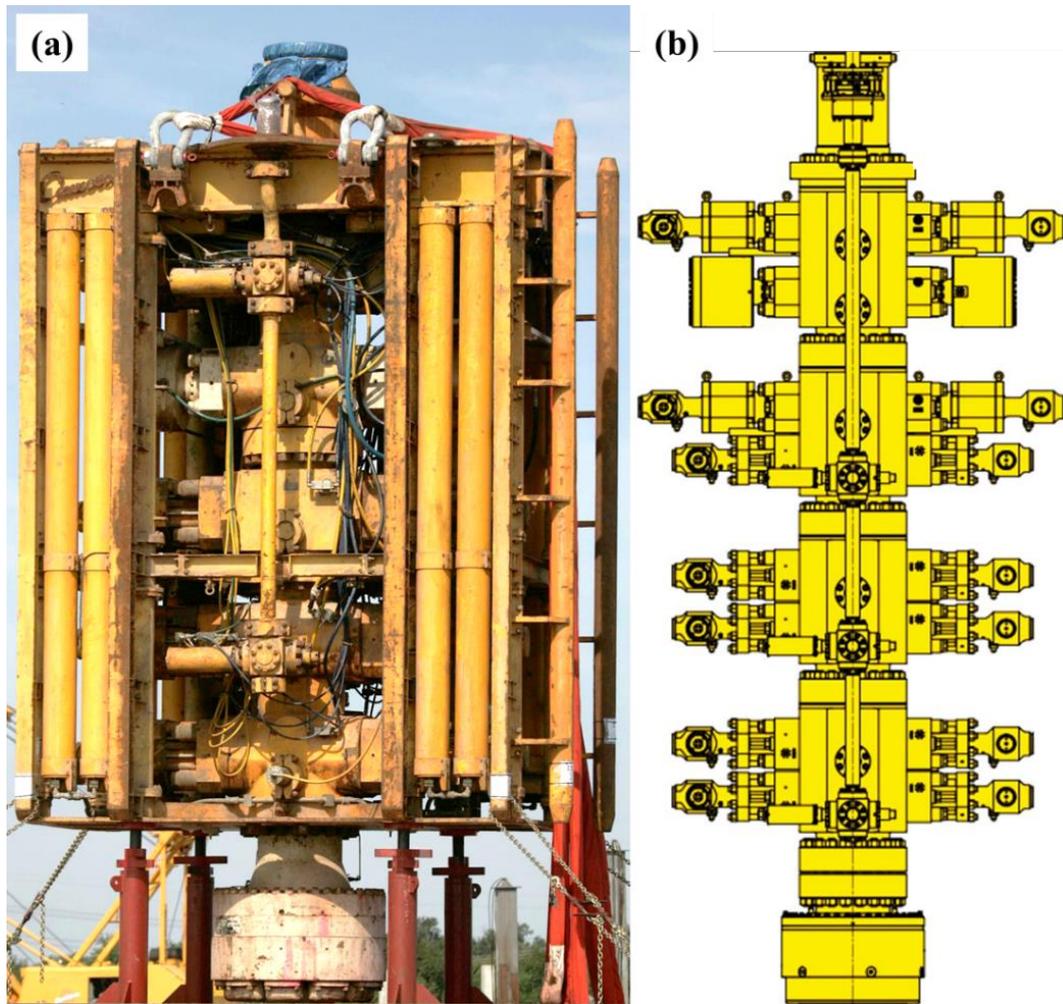
O Preventor de Explosão, do inglês *blowout preventer*, também conhecido por BOP é, basicamente, um sistema mecânico-hidráulico constituído de inúmeros preventores [1]. O BOP é o principal equipamento de segurança de um poço de perfuração marítimo e tem por objetivo evitar explosões oriundas de fluxo descontrolado de fluidos da formação rochosa para fora do poço, fenômeno conhecido como *blowout* [SHAFIEE et al., 2020].

No contexto histórico, os preventores de explosão da década de 50 eram dispositivos simples, com penas 11 polegadas métricas de diâmetro nominal, pressões de trabalho de até 3.000 PSI (libra-força por polegada quadrada) e podiam operar por alguns dias em profundidades de cerca de 450 metros. Em 2010, os preventores de explosão já operavam em campos de petróleo com águas profundas e ultra profundas, em condições de trabalho suportando pressões de até 20.000 PSI, com um diâmetro nominal de 18 polegadas e podendo operar durante toda a vida do poço [WHITBY e KOTRLA, 2010]. Ao longo desse tempo, o avanço tecnológico na indústria do petróleo forçou para o desenvolvimento de BOPs com maior capacidade e maior durabilidade. Esse salto tecnológico como um todo, foi um resultado da pressão do mercado para viabilizar novos negócios lucrativos, levando esse setor à exploração de poço petrolíferos em profundidades de mais de 1500 metros (águas ultra profundas) [PETTINGILL e WEIMER, 2002].

Os preventores de explosão são sistemas robustos, com grandes dimensões para suportar as altas pressões nas condições de trabalho submetidos durante a perfuração. No acidente da plataforma *Deepwater Horizon* em 2010, o BOP utilizado possuía mais de 17 metros de altura e 400 toneladas de massa [COMMITTEE, 2012]. A Figura 8 ilustra em (a) o BOP em tamanho real utilizado na *Deepwater Horizon*, em (b) é ilustrado esquematicamente o sistema de preventores.

[1] Os preventores são válvulas que permitem o fechamento do espaço anular do poço [THOMAS, 2003].

Figura 8. BOP utilizado na plataforma *Deepwater Horizon* (a). Representação de um BOP com escala similar (b).



Fonte: (a) KUNZELMAN, 2013. (b) Adaptado de ALLEGRE, 2013.

Quando um *Kick* for detectado o sistema de segurança primário do poço foi perdido [SANTOS, 2013]. Imediatamente, o sistema de segurança secundário é acionando e umas das etapas desse procedimento é fechar o anular do poço utilizando o BOP, para que o fluido invasor não saia do poço e atinja a superfície. Com o poço fechado, inicia-se o controle de poço secundário realizando manobras de intervenção executadas pelas linhas hidráulicas existentes para a remoção do *Kick* e reestabelecimento do controle primário.

### 3.2.2 Sistemas hidráulicos

O conjunto de componentes presentes no sistema hidráulico de controle e segurança de perfuração de poços tem por principal objetivo, viabilizar a perfuração do poço mantendo a

janela de operação em condições seguras, além de mitigar ou corrigir problemas relativos à segurança do poço, como na ocasião de um *kick*. Esses sistemas hidráulicos são compostos por uma série de componentes que englobam, basicamente; válvulas, sensores, tubos, conexões entre outros. Por serem elementos direcionadores de fluxo, dentre as conexões existentes, os *elbows* são os constituintes de maior suscetibilidade ao desgaste e falha pelo fenômeno de erosão. A presença de *elbows* é constante e necessária para atender o *layout* da planta. A Figura 9 ilustra uma seção de um importante sistema hidráulico responsável por conectar o sistema *MDP* aos coletores de estrangulamento (*choke manifold*), separadores de gás e agitadores de xisto do sonda-navio de Stena Carron (Figura 2) [Drillingcontractor, 2021]. Na Figura 9, encontra-se indicado por setas a presença de diversos *elbows* susceptíveis à falha por erosão.

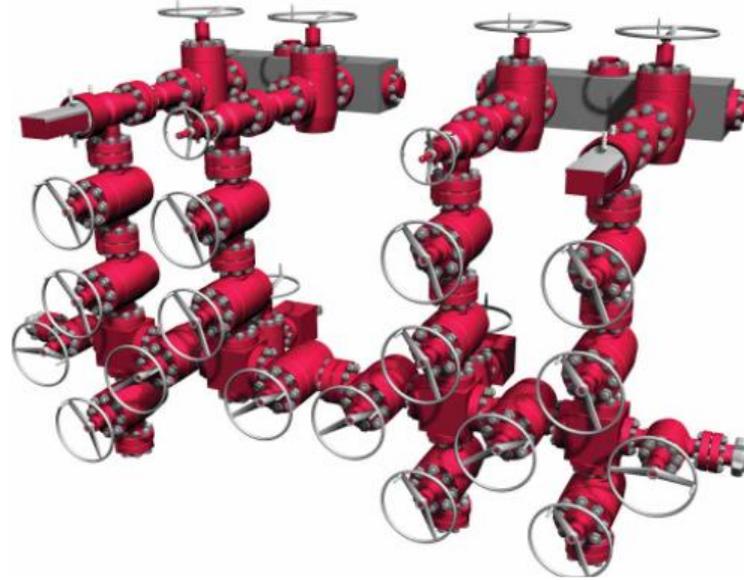
Figura 9. Sistema hidráulico no *MPD* do navio sonda Stena Carron.



Fonte: Drillingcontractor, 2021.

Um sistema importante na perfuração de poços é composto pelas linhas de estrangulamento (*choke line*), que partem de saídas junto ao BOP com destino ao *choke manifold*, que se encontra na plataforma de perfuração para um poço *offshore* [SPE, 2018]. Devido aos avanços na indústria do petróleo [PETTINGILL e WEIMER, 2002], na atualidade as linhas de *choke* são capazes de operar em condições de pressões extremas, atingindo um limite operacional de 25.000 PSI para o *choke manifold*, conforme ilustra a Figura 10 [SPE, 2018].

Figura 10. *Choke Manifold* para 25.000 PSI.



Fonte: SLB, 2020

Nesta configuração de *choke manifold*, os *elbows* utilizados são compostos por blocos metálicos robustos, podendo ser fabricados utilizando materiais e geometrias específicas. A utilização desses blocos metálicos são, em partes, o resultado das altas pressões que os *chokes manifolds* operaram na atualidade. Para o presente estudo, considerar os componentes de mudança de direção de fluxo como sendo *elbows* tubulares é um pressuposto válido, visto que, o restante da linha hidráulica apresenta componentes tubulares, bem como os resultados podem facilmente ser extrapolados para essas geometrias em blocos, tendo em vista que a região de interesse é a geometria do fluxo.

Nas manobras de controle de poço, as linhas de *choke* coletam e conduzem o fluido invasor para fora do poço, bem como lama e partículas sólidas oriundas da perfuração. Evidentemente, as partículas sólidas são um grande problema pelo fato de resultar em danos ocasionados pelo fenômeno de erosão, especialmente em *elbows*, onde o fluxo necessita mudar de direção. Muitos autores já descreveram e estudaram o problema do desgaste erosivo nas linhas de *choke* [SPE, 2018; GRACE, 2017; TAWANCY e ALHEMS, 2016; ALBDIRY e ALMENSORY, 2016].

Como descrito por BYRON (2015), uma pressão interna na fase de perfuração de poço pode ocorrer em duas situações: quando a densidade do fluido de perfuração for muito alta ou quando ocorre um *kick*. A presença de um *kick* resulta no acionamento do sistema de segurança secundário do poço, bem como as linhas as linhas hidráulicas pertinentes. Neste cenário, em especial, a linha de *choke* será acionada e terá por objetivo expulsar o fluido invasor, drenando

todos os fluidos contidos para fora do poço com a injeção de um fluido novo. A drenagem dos fluidos contempla o próprio *kick* exercendo pressão interna e a lama de perfuração carreando os cascalhos. Melhor dizendo, “as linhas hidráulicas, em especial a linha de *choke*, durante a etapa de controle de poço secundário, contempla uma pressão interna pela presença do *kick* e desgaste erosivo oriundo de partículas sólidas [BYROM, 2015, pp. 41 -45].”

### **3.3 Fluidos de Perfuração**

Há uma imensa variedade de fluidos utilizados na perfuração de poços de petróleo. Os fluidos empregados para este ofício são elaborados e classificados de acordo com seu componente base, podendo ser a base de água, óleo, gás ou de base sintética. A sua correta seleção, bem como o controle diário de suas propriedades influenciam significativamente para o sucesso de uma perfuração de poço [CAENN e GRAY, 2017]. Dentre outros, a densidade, viscosidade e condições de fluxo são as propriedades mais relevantes do fluido para o controle de poço e modelagem em CFD.

#### **3.3.1 Densidade**

A densidade do fluido ou lama de perfuração é uma propriedade física responsável por diversas funções de extrema importância durante a perfuração de poços. O correto dimensionamento da densidade da lama permite que os fluidos aprisionados da formação não invadam o poço, bem como ajuda a manter a estabilidade do poço e pode acelerar a taxa de perfuração [CAENN e GRAY, 2017]. No âmbito da simulação em CFD (*computational fluid dynamics*), a densidade é muito importante para a resolução das equações de Navier Stocks e regimes de turbulência, a fim de simular corretamente o comportamento do fluido na região de domínio computacional. A Figura 11 ilustra a densidade de alguns dos mais utilizados componentes para a elaboração de lamas de perfuração.

Figura 11. Densidade de alguns componentes utilizados em fluidos de perfuração.

Densidade de componentes utilizados em fluidos de perfuração					
Material	Unidade: g/cm <sup>3</sup>	lb/gal	lb/ft <sup>3</sup>	lb/bbl	kg/m <sup>3</sup>
ÁGUA	1.0	8.33	62.4	350	1000
ÓLEO	0.8	6.66	50	280	800
BARITA	4.1	34.2	256	1436	4100
ARGILA	2.5	20.8	156	874	2500
SAL	2.2	18.3	137	770	2200

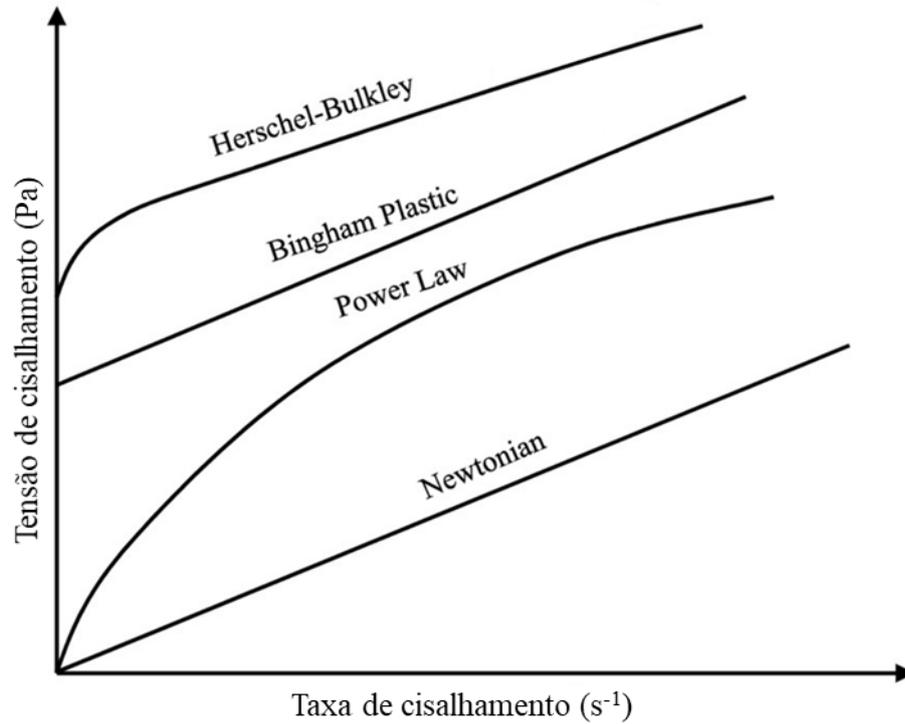
Fonte: CAENN e GRAY, 2017.

### 3.3.2 Viscosidade

A maioria dos fluidos de perfuração são pseudoplásticos. Em suma, estes fluidos não possuem ou podem possuir comportamento newtoniano parcial à medida que a taxa de cisalhamento varia durante um regime de escoamento. Este comportamento é responsável por uma das principais funções do fluido de perfuração: a limpeza do poço. Durante a perfuração e degradação do solo realizada pela broca, detritos rochosos são gerados e devem ser removidos do poço. Esta função é desempenhada pela lama de perfuração e principalmente pela sua propriedade pseudoplástica, que possibilita o carregamento dos cascalhos para fora do poço durante a circulação e a permanência dos detritos em suspensão na coluna durante uma parada na perfuração. A propriedade ligada a esse comportamento singular é denominada viscosidade, ou melhor dizendo, viscosidade aparente.

Muitos modelos numéricos foram desenvolvidos para prever o comportamento da lama de perfuração e se destacam o modelo plástico de Bingham, o modelo de *Power Law* e o modelo de Herschel – Bulkley. A escolha de cada modelo depende das características do fluido e da facilidade/disponibilidade de obtenção dos dados para alimentar os modelos. A Figura 12 ilustra graficamente e de modo qualitativo o comportamento dos modelos de viscosidade [GUO e GEFEI, 2011].

Figura 12. Modelos reológicos para fluidos de perfuração.



Fonte: DENG et al., 2020.

### 3.3.2.1 Plástico de Bingham

O modelo de Bingham recebeu reconhecimento em 1922, ganhando ampla aceitação na indústria da perfuração. A sua formulação é simples e baseada no comportamento newtoniano, porém com a inclusão de uma tensão de escoamento finita e maior que zero, conforme equação (3.1). Embora o modelo seja impreciso em baixas e altas taxas de cisalhamento, ainda é muito utilizado devido a sua simplicidade [CAENN e GRAY, 2017].

$$\tau = \mu_p \cdot \gamma + \tau_y \quad (3.1)$$

Os parâmetros da equação, viscosidade plástica ( $\mu_p$ ) e a tensão de escoamento ( $\tau_y$ ) podem ser obtidos com um reômetro FAN 35A através das equações (3.2) e (3.3).

$$\mu_p (cP) = R_{600} - R_{300} \quad (3.2)$$

$$\tau_y \left( \frac{lbf}{100 \cdot ft^2} \right) = R_{300} - \mu_p \quad (3.3)$$

Onde  $R_{600}$  e  $R_{300}$  são as leituras obtidas à temperatura constante pelo reômetro na rotação de 600 RPM e 300 RPM, respectivamente.

### 3.3.2.2 Power Law

O modelo anteriormente apresentado assume uma relação linear entre a tensão de cisalhamento e a taxa de cisalhamento. No entanto, pode ser conveniente representar o comportamento de um fluido de perfuração através de uma lei de potência. O modelo *Power Law*, ou modelo Lei de Potências, expressa o comportamento do fluido através da equação (3.4), com a relação entre a tensão de cisalhamento  $\tau$  e a taxa de cisalhamento  $\gamma$ , bem como a viscosidade aparente  $\mu_a$  pela equação (3.5) [ROBERT et al., 2011].

$$\tau = K \cdot \gamma^n \quad (3.4)$$

$$\mu_a = K \cdot \gamma^{n-1} \quad (3.5)$$

Onde  $n$  é o índice de comportamento do fluxo e  $K$  é o índice de consistência, ambos expressos pelas equações (3.6) e (3.7).

$$n = 3,32 \cdot \log \left( \frac{R_{600}}{R_{300}} \right) \quad (3.6)$$

$$K = \frac{510 \cdot R_{300}}{511^n} \text{ expresso em } \textit{dynes} \cdot \textit{sec}^n / 100 \cdot \textit{cm}^2 \quad (3.7)$$

Contudo, em 1995 a API RP 13D publica uma recomendação para reformular a equação *Power Law* para cálculos de fricção e perda de carga. A recomendação torna o modelo mais preciso, pois a norma distingue o comportamento do fluido no anular e nas tubulações. Desse modo, para o modelo *Power Law*, o índice de consistência passa a apresentar a equação (3.8) para o escoamento em tubulações.

$$K = \frac{5,10 \cdot R_{300}}{1022^n} \text{ expresso em } \textit{dynes} \cdot \textit{sec}^n / 100 \cdot \textit{cm}^2 \quad (3.8)$$

### 3.3.2.3 Herschel-Bulkley

O modelo de Herschel-Bulkley é um modelo de lei de potencias que acomoda a existência de uma tensão de escoamento. É o modelo reológico mais completo, de três parâmetros e está descrito na equação (3.9).

$$\tau = \tau_y + K \cdot \gamma^n \quad (3.9)$$

A tensão de escoamento ( $\tau_y$ ) é determinada pela mínima tensão de cisalhamento para o fluido iniciar o escoamento e é descrita pela equação (3.10), bem como os demais parâmetros descritos pelas equações (3.11) e (3.12).

$$\tau_y = 2 \cdot R_3 - R_6 \quad (3.10)$$

$$n = 3,32 \cdot \log \left( \frac{R_{600} - \tau_y}{R_{300} - \tau_y} \right) \quad (3.11)$$

$$K = \frac{R_{300} - \tau_y}{511^n} \quad (3.12)$$

Onde  $R_3$  e  $R_6$  são os valores obtidos no reômetro a uma rotação de 3 RPM e 6 RPM, respectivamente.

### 3.3.3 Regime de escoamento

O escoamento do fluido de perfuração pode apresentar um comportamento laminar, turbulento ou transiente. A mecânica dos fluidos analisa este comportamento com base no critério de Reynolds, que pode ser aplicado aos fluidos de perfuração selecionando o modelo reológico mais adequado e aplicando o critério. Considerando um fluido de perfuração de comportamento segundo o modelo reológico *Power Law* API RP 13D, o número de Reynolds ( $N_{Re}$ ) do fluido, com uma determinada velocidade em uma tubulação, pode ser calculado segundo equação (3.13). O valor obtido de  $N_{Re}$  é confrontado com os valores críticos  $N_{ReL}$  e  $N_{ReT}$  obtidos pelas equações (3.14) e (3.15). Se o valor de  $N_{Re}$  for inferior ao valor de  $N_{ReT}$ , o escoamento é totalmente laminar. Contudo, se o valor encontrado ficar entre os valores críticos,

o escoamento apresenta comportamento parcialmente turbulento. Por fim, se o valor de  $N_{Re}$  for superior ao valor de  $N_{RecT}$ , o escoamento é em sua totalidade turbulento [BOURGOYNE et al., 1991].

$$N_{Re} = \frac{\rho \cdot v \cdot D}{\mu_a} \quad (3.13)$$

$$N_{RecL} = 3470 - 1370n \quad (3.14)$$

$$N_{RecT} = 4270 - 1370n \quad (3.15)$$

Onde  $v$  é a velocidade,  $D$  é diâmetro interno do tubo e  $n$  e  $k$  são os índices do modelo *Power Law RP 13D*, determinados segundo as equações (3.6) e (3.8). Note que  $\mu_a$  é a viscosidade aparente e é determinada pela equação (3.5).

### 3.4 Desgaste abrasivo

Os autores GAHR (1987) e HUTCHINGS (1992) publicaram estudos concluindo que diferentes tipos de desgastes podem ser interpretados e distinguidos com base em seus respectivos mecanismos básico de remoção de material, que de fato causam o desgaste em um nível microscópico. Muitas tentativas foram esboçadas no intuito de classificar o desgaste por estes mecanismos microscópicos, porém uma classificação de primeira ordem comumente aceita, distingue os mecanismos em: desgaste adesivo, abrasivo, por erosão, desgaste causado por fadiga superficial e desgaste devido às reações triboquímicas.

O dano superficial observado em um material que sofreu carga tribológica é geralmente o resultado de um conjunto de dois ou mais mecanismos de desgaste. A interação entre os distintos mecanismos é um fato e pode ocasionar em taxas de desgastes extremamente excessivas [ASKELAND et al., 2010].

Frente ao exposto, o presente estudo se limitará estritamente ao desgaste erosivo oriundo da colisão de partículas sólidas em fluxo. É de senso comum que mais de um mecanismo de desgaste pode estar presente em linhas hidráulicas, contudo, considerar diversos mecanismos dificultará a modelagem numérica para a situação.

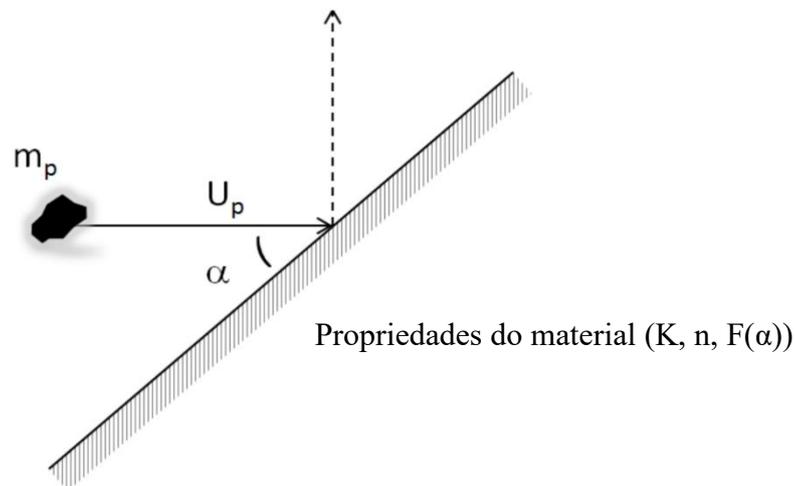
O processo conhecido como erosão em *elbow* ocorre quando partículas sólidas atingem uma superfície e removem material continuamente. Na erosão, várias forças de diferentes

origens podem agir sobre uma partícula em contato com uma superfície. Entre outras, a força dominante é aquela associada à desaceleração da partícula a partir da sua velocidade inicial de impacto.

De modo geral, a taxa de erosão ( $\dot{E}$ ) oriunda de partículas incidindo sobre um alvo, conforme Figura 13, pode ser calculada através da equação (3.16) [DNV, 2015].

$$\dot{E} = \dot{m}_p \cdot K_e \cdot U_p^n \cdot F(\alpha) \quad (3.16)$$

Figura 13. Ilustração de uma partícula em rota de colisão.



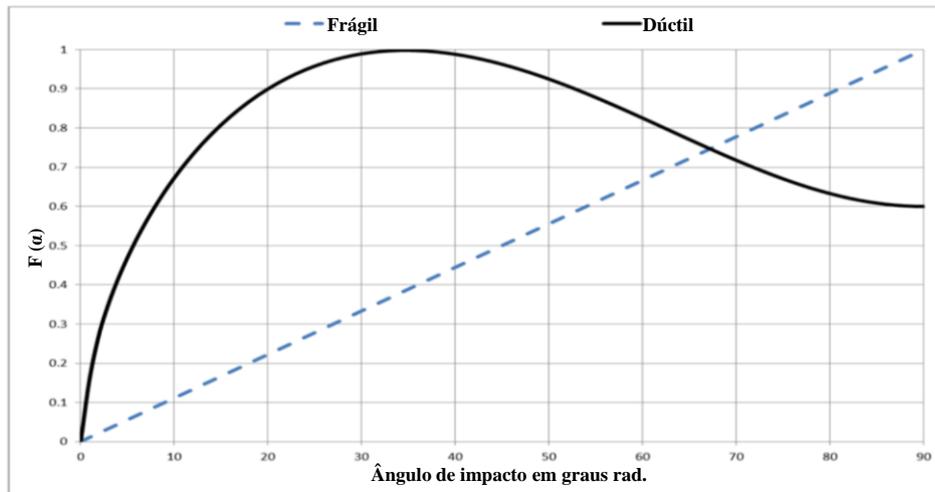
Fonte: Adaptado de DNV, 2015.

Onde  $\dot{m}_p$  é o fluxo em massa de partículas,  $K_e$  é uma constante intrínseca do material,  $U_p^n$  é a velocidade de impacto das partículas e, por fim,  $F(\alpha)$  é uma função do ângulo de impacto da partícula com o material alvo [DNV, 2015].

A erosão em metais, geralmente, envolve deformação plástica, enquanto que para materiais frágeis, a erosão ocorre predominantemente por mecanismos de fratura frágil, dependendo das condições de impacto, conforme ilustrado na Figura 14. Para metais, dentre outros parâmetros, a taxa de erosão é fortemente influenciada pelo ângulo de impacto ( $\alpha$ ) [DNV, 2015].

Nos modelos elaborados para previsão de erosão, o ângulo de impacto é descrito por uma função que leva, dentre outros, a dureza do material erodido como variável de forte relevância, como por exemplo o modelo de OKA. Utilizando um aço AISI 316 com distintas durezas superficiais, DIVAKAR et al. (2005) demonstraram que quanto maior a dureza do material erodido, menor o desgaste erosivo, compreendendo análises entre 182 HV e 334 HV.

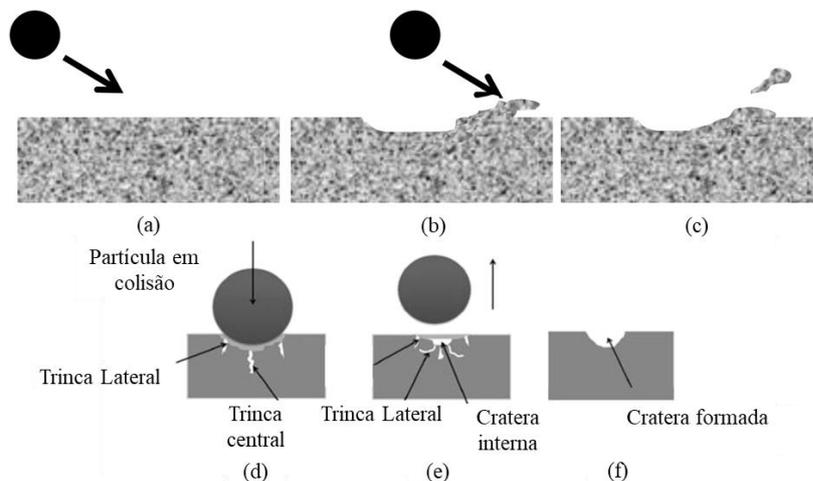
Figura 14. Influência do ângulo de impacto para materiais dúcteis e frágeis



Fonte: DNV, 2015.

Com base na Figura 14, para matérias dúcteis (aços), a erosão é maximizada com um ângulo de impacto de aproximadamente  $35^\circ$ . Enquanto que para matérias frágeis (cerâmicos) a erosão é máxima em ângulos de  $90^\circ$ . Este fato é característico dos materiais erodidos, onde ao passo que o processo de desgaste erosivo em materiais dúcteis ocorre pelo corte ou cisalhamento da superfície, em matérias frágeis o mecanismo de desgaste ocorre por microfissuras superficiais, conforme ilustra a Figura 15. Desse modo, para materiais dúcteis, o desgaste é acentuado em ângulos de impacto mais baixos, de modo que, a partícula ao incidir no material possa cortar parte dela. Para matérias frágeis, onde a tenacidade é muito baixa, o material não consegue dissipar a energia de impacto em distorção, restando assim absorver a energia resultando em fissuras [PARSI et al., 2014].

Figura 15. Mecanismos de desgaste erosivo em materiais dúcteis (a, b, c) e frágeis (d, e, f).

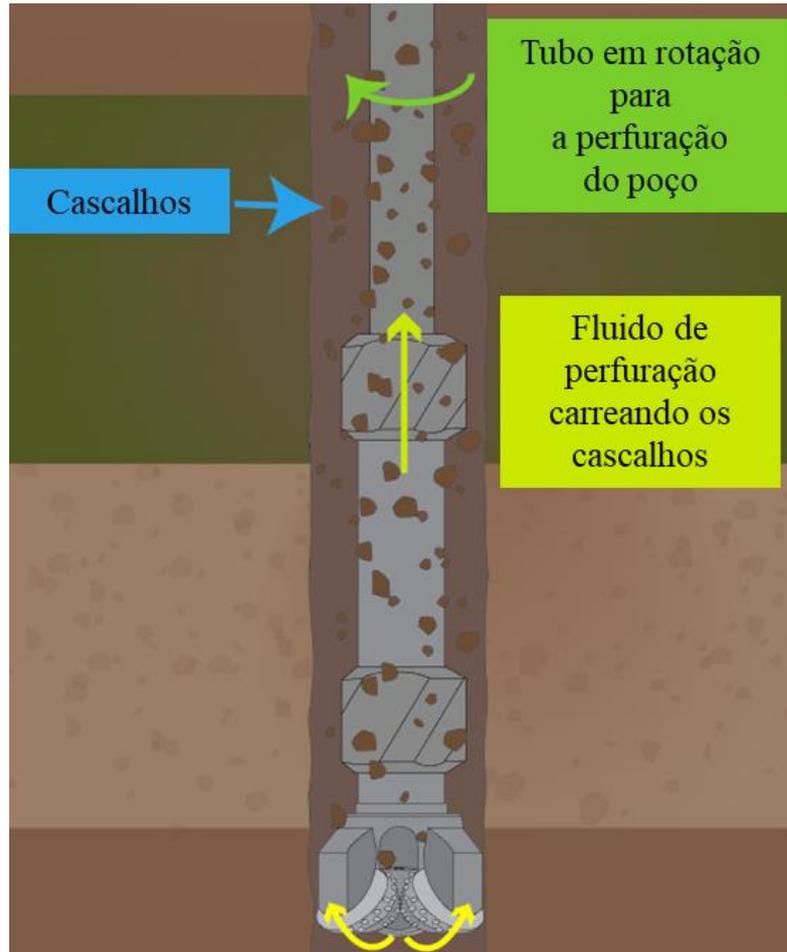


Fonte: Adaptado de PARSI et al., 2014

### 3.5 Cascalhos de perfuração

Um dos principais resíduos da atividade de perfuração de poços de petróleo são os cascalhos de perfuração. Este resíduo é originado pela broca e carregado pelo fluido para fora do poço durante todo o processo de perfuração, conforme ilustra a Figura 16.

Figura 16. Ilustração da geração e transporte de cascalhos durante a perfuração.



Fonte: Adaptado de DRILLINGFORMULAS, 2020.

Basicamente, o volume total de cascalhos gerados durante uma perfuração deve ser equivalente ao volume nominal do poço, melhor dizendo, o volume de cascalho gerados é igual ao volume de poço perfurado até o momento [PEREIRA, 2010]. NICOLLI e SOARES (2000) afirmam que em média um poço gera entre 500 e 800 m<sup>3</sup> de cascalhos. Pereira (2010) ilustra através da Tabela 1 alguns dados da taxa de geração e cascalhos de quatro sondas de perfuração diferentes de poços brasileiros.

Tabela 1. Dados da produção de cascalhos em quatro sondas de perfuração da Petrobras.

Sonda	Fase	Profundidade do poço (m)	Produção de cascalhos (m <sup>3</sup> /h)
1	2	2272	91
2	3	1619	98
3	2	610	82
4	2	1282	91

Fonte: PEREIRA, 2010.

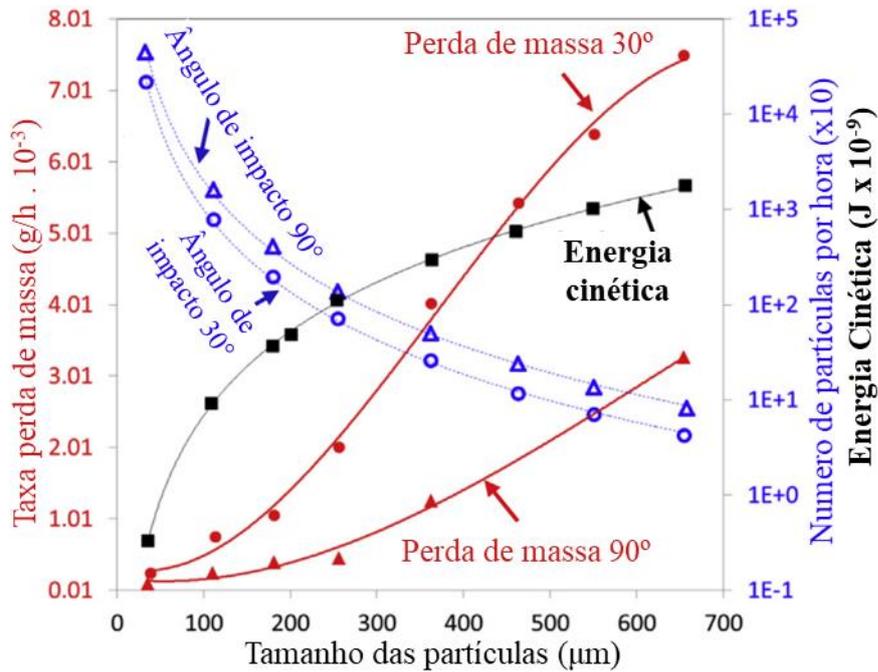
### 3.5.1 Erosão por partículas

Na indústria do óleo e gás, a presença de cascalhos em sistemas hidráulicos origina um problema conhecido como erosão. A erosão ocorre quando partículas em escoamento colidem em alguma superfície, removendo material continuamente. Em relação ao mecanismo de desgaste por erosão, a forma e o tamanho das partículas são variáveis que exercem influência significativa [VERSPUI et al., 1996]. Deste modo, a caracterização dos sedimentos através da determinação da distribuição de tamanho (análise granulométrica) e parâmetros de forma dos grãos tem aplicações práticas em diversos estudos, principalmente relacionados a desgastes de equipamentos envolvidos nos processos de perfuração e produção de poços petrolíferos, a exemplo de: tubulações, válvulas, conexões, bombas, entre outros [HAMZAH, 1995].

#### 3.5.1.1 Tamanho

O tamanho dos cascalhos é um parâmetro expressivo no dano por erosão. Embora TILLY (1973) tenha publicado que o efeito do tamanho possua influência até um tamanho limite, em geral, partículas menores apresentam taxas de erosão menores, enquanto partículas maiores resultam em um desgaste mais acentuado devido a maior energia cinética contida (Figura 17). No entanto, essas premissas são válidas somente se o tamanho for avaliado individualmente, dado que, segundo GIRISH et al. (2009), a densidade, dureza e a forma das partículas podem influenciar no desgaste erosivo. Por exemplo, partículas menores com maior angulosidade podem ser mais severas que partículas maiores e esféricas.

Figura 17. Dados obtidos por ensaios de desgaste erosivo por partículas.



Fonte: GIRISH et al., 2009.

A análise granulométrica é o estudo da distribuição de tamanho de particulados em uma amostra. Por muitos anos a técnica mais utilizada foi o peneiramento, por constituir praticidade e eficiência [JILLAVENKATESA et al., 2001]. Através do peneiramento é possível obter a distribuição de tamanho de uma amostra. De acordo com Chaves (2009), o peneiramento baseia-se na classificação de uma quantidade de partículas em tamanhos distintos, por meio de um conjunto de aberturas de peneiras pré-determinadas. Entretanto, esse ensaio não permite obter outros parâmetros, como a forma dos grãos.

### 3.5.1.2 Forma

A forma das partículas tem um efeito significativo na magnitude da erosão [SALIK et al., 1981]. LEVY e CHIK (1983) observaram um acréscimo de até quatro vezes na taxa de erosão empregando partículas agudas em relação a partículas esféricas. Para os cálculos de erosão, um fator de forma é introduzido na maioria das equações propostas por pesquisadores, uma vez que a forma das partículas tem uma influência pronunciada na taxa de erosão.

Este fator pode ser mensurado com sistemas de análise de imagem, que unem o microscópio óptico ao computador e apresentam como princípio a separação de imagens dentro de áreas escuras e áreas claras de uma imagem contendo uma amostra de partículas. Um modelo

para o cálculo do fator de forma de partículas é o fator de arredondamento descrito pela equação (3.17) [PENTLAND, 1927].

$$R = \frac{4a}{\pi \cdot L} \quad (3.17)$$

Onde  $R$  é o fator de arredondamento,  $a$  é área projetada e  $L$  maior distância entre os vértices.

### 3.6 Método dos elementos finitos (MEF)

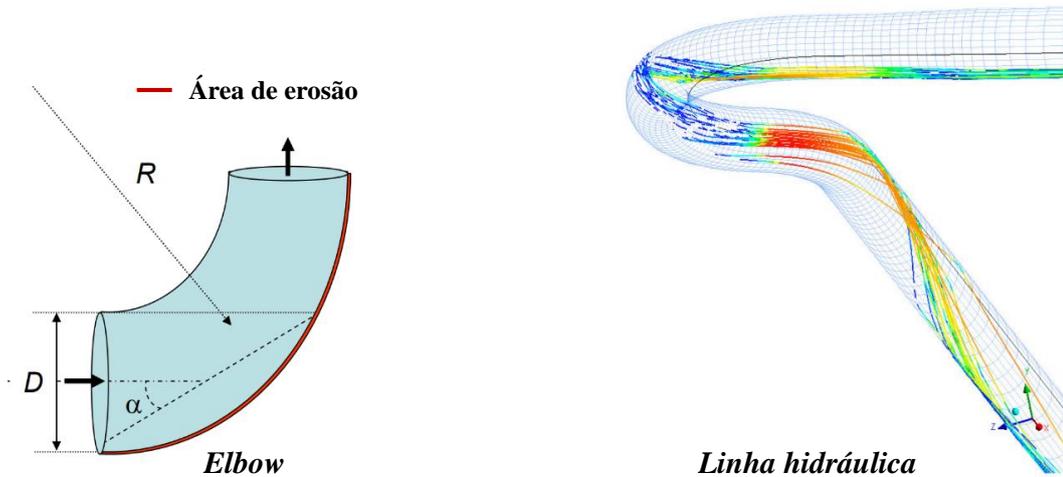
O método dos elementos finitos é de longe o método mais utilizado em análises numéricas [BASTIAN, 2017]. Basicamente, o conceito do MEF é dividir o domínio computacional em pequenos elementos discretos e finitos, e desse modo, encontrar soluções locais que satisfaçam a equação diferencial dentro dos limites desse elemento. A solução global é obtida com a junção das soluções de cada elemento.

A utilização deste método é observada em inúmeros trabalhos científicos [MARCAL et al., 2015; SPYROS et al., 2016] para a compreensão dos efeitos oriundos da pressão interna em tubos e *elbows*. De fato, a compreensão das deformações e distribuição de tensões, bem como as forças de reação e deslocamentos, são informações relevantes para o mais amplo entendimento e dimensionamento de componentes aplicados em condições de trabalho que contemplam pressões atuantes.

### 3.7 CFD: Método dos volumes finitos (MVF)

A fluidodinâmica computacional ou CFD (*Computational Fluid Dynamics*), é uma ferramenta computacional poderosa e pode ser utilizada para estudar o dano por erosão de partículas em transporte nos mais variados componentes de engenharia. Com essa ferramenta é possível avaliar o efeito de diferentes parâmetros na taxa de erosão, bem como prever a taxa máxima de erosão e encontrar áreas susceptíveis à erosão, mesmo em geometrias complexas em que um estudo experimental seja de difícil implementação e viabilidade [PARSI et al., 2014]. A Figura 18 ilustra a região de um *elbow* suscetível à erosão e o resultado de uma simulação do fluxo interno de fluido em uma linha hidráulica contendo *elbows*.

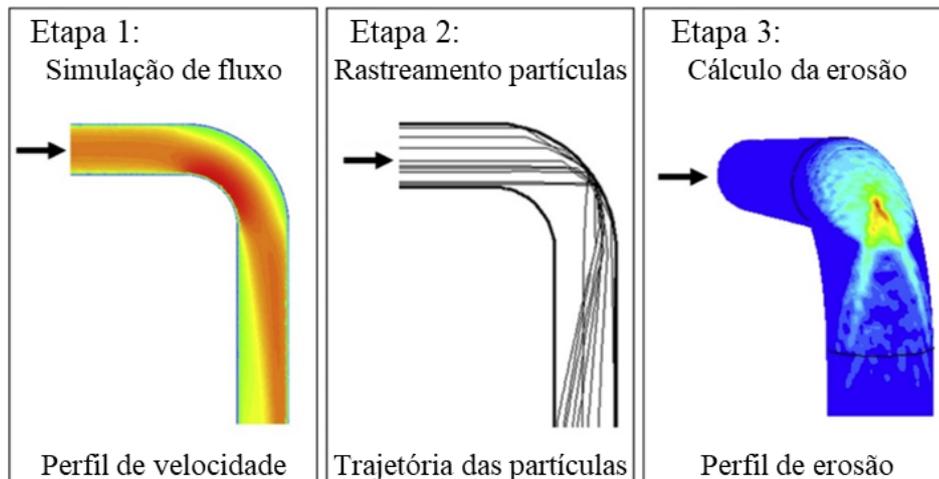
Figura 18. *Elbow* com superfície suscetível a erosão e simulação de fluxo em uma linha hidráulica.



Fonte: Adaptado de DNV, 2007.

Para uma simulação do dano por erosão oriundo de partículas, basicamente, a análise numérica por CFD consiste na execução de três etapas sequenciais: iniciando pela modelagem de fluxo, seguindo para o rastreamento de partículas e, por fim, o cálculo de erosão correlacionando as informações de impacto das partículas em superfície susceptíveis ao dano por erosão, conforme ilustrado na Figura 19. Cada etapa é dependente dos resultados da etapa anterior. Portanto, qualquer resultado dentre as etapas que não condiga com a realidade física da modelam, poderá de certa forma atribuir incoerências severas aos resultados finais [PARSI et al., 2014].

Figura 19. Etapas de modelagem CFD para erosão por partículas



Fonte: DNV, 2007.

### 3.7.1 Simulação de fluxo

Basicamente, a simulação do campo de fluxo tramita pela resolução das equações (3.18), (3.19) e (3.20) que descrevem respectivamente: a conservação de massa, a quantidade de movimento e a conservação de energia cinética de cada parcela de cálculo. Contudo, especialmente em situações de alto número de Reynolds, é necessária a utilização de equações complementares para modelar a turbulência. As equações complementares são aquelas que descrevem o regime e perfil de turbulência de um fluido em escoamento, as equações mais utilizadas em simulação CFD são conhecidas como  $k - \varepsilon$ ,  $k - \omega$  e  $RMS$  [TIMOTHY e MCLAURY, 2002]. Estes modelos são oriundos do método de *Reynolds Averaged Navier-Stokes* (RANS), onde resolve-se a média das variáveis no tempo.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \quad (3.18)$$

$$\rho \cdot \left( \frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + \vec{u} \cdot \vec{\nabla} \vec{u} \right) = - \vec{\nabla} P + \vec{\nabla} \cdot \vec{T} + \sum \vec{F}_{3D} \quad (3.19)$$

$$\rho C_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} + \vec{u} \cdot \vec{\nabla} T \right) = \vec{\nabla} \cdot (k \vec{\nabla} T) + \vec{T} : \vec{D} \quad (3.20)$$

Em verdade, as equações de conservação de massa, de quantidade de movimento e energia cinética são suficientes para modelar o comportamento de qualquer fluido, desde escalas microscópicas até corpos celestes [MCNAMARA, 2017; MARESCHAL, 1989]. Ou seja, os resultados que expressam a turbulência de um fluido estão intrínsecos na solução dessas equações. As simulações em CFD onde são utilizadas somente essas equações são denominadas de *direct numerical simulation* (DNS). No entanto, para utilizar DNS, é necessário elaborar uma malha extremamente refinada para obter os resultados referentes à turbulência. Para tal, um grandioso poder computacional é demandado, como descrito no estudo de Engels et al. (2017) onde foi simulado por DNS o bater de asas de um zangão utilizando 16384 CPUs. Assim, em problemas de engenharia, torna-se necessário a utilização de modelos de turbulência para prever esse fenômeno.

Na fluidodinâmica a turbulência é o movimento irregular e caótico do fluido. Nas simulações CFD por RANS, o fenômeno de turbulência é determinado pelos modelos  $k - \varepsilon$ ,  $k - \omega$  e  $RMS$ .

### 3.7.2 Rastreamento de partículas

A etapa subsequente à simulação de fluxo, destina-se a modelar o movimento das partículas no domínio da simulação. Existem dois modelos para este fim, o modelo Lagrangiano e o modelo Euleriano. Na formulação Lagrangiana, o fluido sendo gasoso ou líquido é chamado de fase contínua e as partículas de fase discreta. As variáveis relevantes são calculadas individualmente para cada fase/partícula ao longo de sua trajetória, por essa característica, essa formulação necessita de grande capacidade computacional em aplicações na engenharia, devido ao fato de que, na maioria das vezes, um grande número de partículas são necessárias para modelar o fenômeno físico. Entretanto, esta formulação possui maior detalhamento da descrição física de cada partícula, bem como é mais recomendada para descrever o processo de colisão partícula-parede e previsão do dano por erosão. Na formulação Euleriana, as duas fases são consideradas fases contínuas que interagem entre si. A principal vantagem neste modelo é a baixa capacidade computacional, podendo viabilizar simulações de fluxo com altas concentrações de sólidos. No entanto, há uma dificuldade na previsão de erosão utilizando essa formulação, de modo que, ela fornece em um volume de controle, valores médios dos movimentos das partículas próximas das paredes, onde estes resultados podem possuir incoerências pelo fato de partículas ricochetear em superfícies presentes no domínio da simulação [LEE, 2002].

A erosão ocorre quando partículas em fluxo colidem com as paredes de um material. De fato, as partículas viajam pela região de domínio levando consigo energia cinética que é transferida em energia de deformação na superfície erodida. Quando as partículas colidem com a parede, as informações como velocidade e ângulo de impacto de cada partícula em cada ponto da malha CFD próxima à parede são coletadas e salvas para o cálculo da taxa de erosão.

### 3.7.3 Cálculo de erosão

A etapa final de pós-processamento na previsão da taxa de erosão é alimentar as informações geradas no impacto das partículas com a parede em uma equação de erosão. As informações de cada impacto são usadas em uma equação de erosão para calcular a perda de

massa superficial que cada partícula origina na superfície erodida. A taxa de erosão geral, ou melhor dizendo, a taxa de erosão resultante é o somatório de perdas de massa que todas as partículas causam em cada elemento da parede do tubo [PARSI et al., 2014].

Nas últimas décadas diversos autores propuseram diferentes equações para previsão do dano por erosão oriundo de partículas em rota de colisão em superfícies de materiais. Os *softwares* de simulação CFD utilizam essas equações para a previsão do dano por erosão em modelos numéricos como a última etapa do pós-processamento. Um *software* muito conhecido é o ANSYS FLUENT, que trabalha com três equação de previsão de erosão: equação redigida por FINNIE (1960), a equação de MCLAURY (1996) e a equação introduzida por OKA (2005).

### 3.7.3.1 Modelo Finnie

Finnie introduziu, muito precocemente, a equação (3.21) de previsão do dano por erosão de partículas em 1960. Segundo ele, para quase todos os materiais dúcteis, a erosão varia com o ângulo de impacto e velocidade. Outrossim, o modelo de desgaste erosivo de FINNIE relaciona a taxa de desgaste com a taxa de energia cinética de impacto de partículas na superfície usando as seguintes funções:

$$E = K \cdot V_p^n \cdot f(\gamma) \quad (3.21)$$

Onde,

E = Representa a perda em massa de material

K = constante do modelo

V<sub>p</sub> = Velocidade de impacto da partícula

n = para metais, o valor do expoente varia de 2,3 à 2,5 radianos.

f(γ) = Descreve uma função adimensional do ângulo de impacto da partícula e varia segundo as equações (3.22) e (3.23).

$$f(\gamma) = \frac{1}{3} \cdot (\cos \gamma)^2 \quad \text{para } \gamma > 18,5 \quad (3.22)$$

$$f(\gamma) = \sin 2\gamma - 3 \cdot (\sin \gamma)^2 \quad \text{para } \gamma \leq 18,5^\circ \quad (3.23)$$

Como exemplo, o modelo de FINNIE pode ser ajustado para partículas de areia com um diâmetro de 326 microns a uma velocidade de 104 m/s incidindo em uma parede de aço carbono conforme experimento de OKA em 2005. Para este caso, os valores possuem coerência, ajustando o valor da variável K.

### 3.7.3.2 Modelo de McLaury

MCLAURY em 1996 propôs um modelo para prever a taxa de erosão com base em um modelo experimental de partículas de areia em fluxo de água. A equação, bem com as variáveis dependentes desta formulação encontram-se a seguir:

$$E = F \cdot (Bh)^k \cdot (V)^n \cdot f(\gamma) \quad (3.24)$$

Onde,

F = constante empírica

V = velocidade de impacto da partícula

Bh = Dureza Brinell do material alvo

k = Constante empírica que depende do material alvo. Para aço ao carbono, o valor é de -0,59.

Com,

$$f(\gamma) = b \cdot y^2 + c \cdot y \quad \text{para } y \leq y_{lim} \quad (3.25)$$

$$f(\gamma) = x \cdot (\cos y)^2 \cdot \sin wy + y \cdot (\sin y)^2 + z \quad \text{para } y > y_{lim} \quad (3.26)$$

Onde, x, y, w, b e c são obtidos experimentalmente. A constante z é determinada com considerando a transição de y para cada equação.

As constantes do modelo fornecidas acima são válidas apenas partículas em suspensão de um fluxo de água e com velocidades de impacto das partículas consideradas na faixa de 0 - 10 m / s. A Tabela 2 ilustra os valores encontrados por MCLAURY em seu estudo com areia e água.

Tabela 2. Valores das constantes encontrados para areia – aço.

Constante	Areia – aço
$F. (Bh)^k$	1.997 e-7
$\gamma_{lim}$	15 [graus radianos]
n	1.73
b	-13.3
c	7.85
x	1.09
y	0.125
z	calculado
w	1.0

Fonte: MCLAURY, 1996.

### 3.7.3.3 Modelo de OKA

No ano de 2005, Yoshinori Oka através de uma extensa base experimental introduziu um novo modelo numérico para a previsão do desgaste erosivo em materiais incluindo novos parâmetros, este modelo ganhou reconhecimento pelos seus resultados e é hoje conhecido como Modelo de OKA. Segundo o modelo proposto, para o material erodente (partículas), os parâmetros que mais afetam os danos por erosão são principalmente o ângulo de impacto, velocidade, tamanho, forma e propriedades das partículas em consideração. As propriedades mecânicas do material erodido também são relevantes e a dureza do material serviu para modelar o desgaste erosivo. Nesse sentido, sob a ótica da influência da dureza do material no dano por erosão, diversos autores abordaram o assunto em seus trabalhos [FINNIE, 1967; SHELDON, 1977; HUSSAINOVA et al., 2001] e, de modo geral, a dureza do material é um parâmetro de influência no dano por erosão. Embora FINNIE tivesse discordado para aços tratados termicamente, como vimos anteriormente, os estudos por outros autores e o modelo proposto por OKA desmentem a situação.

No decorrer dos últimos anos, com base nos estudos realizados por diversos autores, concluiu-se que a resistência à erosão está diretamente relacionada à dureza de metais puros [FINNIE, 1967], materiais de mesma composição [SHELDON, 1977] e com aços carbono tratados termicamente [OKA e YOSHIDA, 2005].

De fato, OKA permitiu que o presente estudo fosse elaborado sem restrições quanto ao material e, além de outros tantos, para aços ao carbono, equação geral proposta e inserida no *Software Ansys* está descrita abaixo:

$$E = E_{90} \left( \frac{V}{V_{ref}} \right)^{k_2} \left( \frac{d}{d_{ref}} \right)^{k_3} f(\gamma) \quad (3.27)$$

$$f(\gamma) = (\sin\gamma)^{n_1} (1 + H_v(1 - \sin\gamma))^{n_2} \quad (3.28)$$

Onde;

$E_{90}$  = razão de erosão de referência em ângulo de impacto de 90 graus

$V$  = velocidade de impacto da partícula

$d$  = diâmetro da partícula

$d_{ref}$  = diâmetro de referência da partícula

$k_2, k_3$  = expoentes de velocidade e diâmetro, respectivamente

$f(\gamma)$  = função do ângulo de impacto

$\gamma$  = ângulo de impacto da parede (rad)

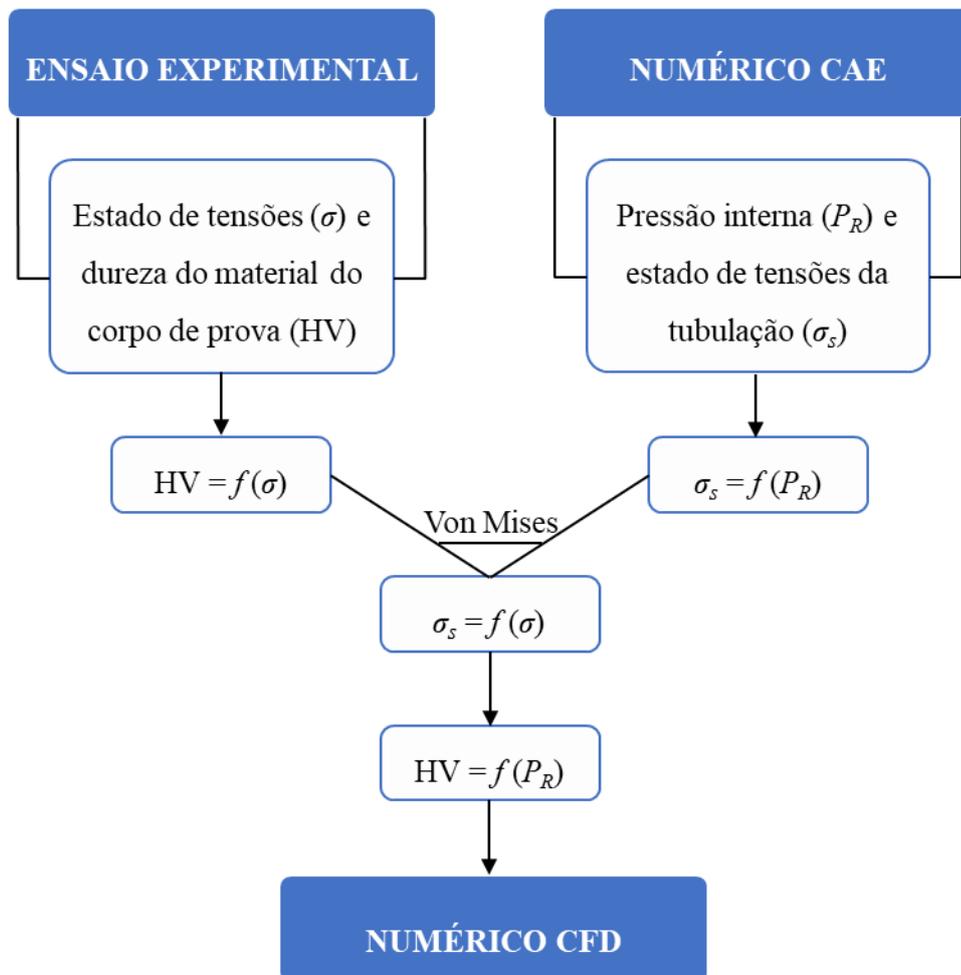
$H_v$  = dureza Vickers do material da parede (GPa)

$n_1, n_2$  = constantes da função angular

#### 4 MATERIAIS E MÉTODOS

A análise numérica-experimental da influência da pressão interna no dano por erosão em linhas hidráulicas, em especial em *elbows*, de modo geral, apresentou uma proposta de metodologia composta, inicialmente, de uma correlação experimental entre o efeito do estado de tensões superficiais e a dureza do material. Em sequência, um modelo CAE pelo MEF foi elaborado para avaliação das tensões resultantes em função de diferentes pressões internas. Com o amparo da teoria da máxima energia de distorção foi possível correlacionar as tensões aplicadas ao ensaio experimental com as tensões resultantes do modelo CAE. Por fim, para cada pressão interna considerada, uma dureza foi obtida e inserida no modelo de OKA em análise CFD para avaliação do desgaste erosivo. O diagrama da Figura 20 ilustra de forma esquemática a metodologia proposta, bem como os passos seguidos cronologicamente.

Figura 20. Fluxograma da metodologia proposta.



Fonte: AUTOR, 2020.

Em relação ao fenômeno de erosão em tubos, a metodologia proposta neste trabalho pressupõe que os efeitos da pressão interna sejam observados exclusivamente nas propriedades do material da tubulação, como consequência das deformações oriundas da pressão interna. Os fatores que influenciam no desgaste erosivo são relativos às partículas, ao fluido e às propriedades do material erodido. Sobre as partículas, os efeitos da pressão interna são inexpressivos, uma vez que os fatores que influenciam no desgaste erosivo são decorrentes da perfuração (forma, tamanho, fluxo mássico...) e das propriedades do material (densidade) [SALIK et al., 1981; LEVY e CHIK, 1983; GANDHI e BORSE, 2002; DESALE et al., 2009; BABU et al., 2011]. Em relação ao fluido, a pressão pode exercer influência na densidade, entretanto, neste trabalho ela foi desconsiderada, tendo em vista que segundo Parsi et al. (2014), a influência das propriedades do fluido no desgaste erosivo é pouco expressiva. Desse modo, os efeitos da pressão interna são observados estritamente nas propriedades do material erodido. De fato, a deformação macro e microestrutural é observado com a presença de pressão interna. Desse modo, descrito por inúmeros autores [OKA et al., 2005; SHELDON, 1970; DNV, 2015] como um fator relevante no desgaste erosivo, o critério de dureza foi utilizado para avaliação dos efeitos da pressão interna nas propriedades do material e consequentemente no desgaste erosivo.

#### **4.1 Ensaio experimental**

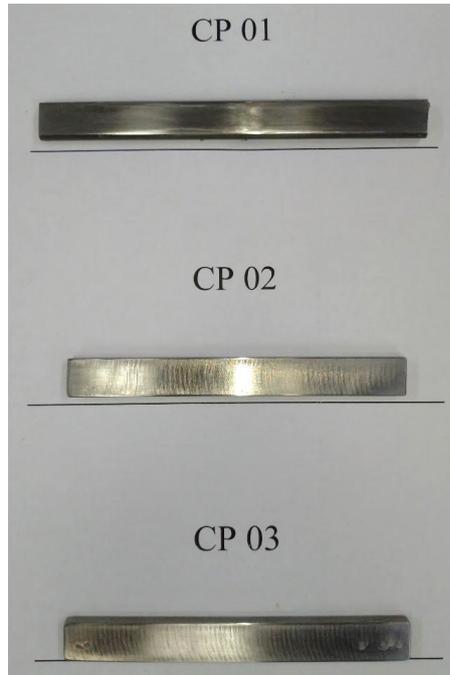
Com um corpo de prova padrão, realizou-se a análise da influência do estado de tensões superficiais na dureza do material. Para tal, um dispositivo de flexão a quatro pontos foi utilizado para a indução de deformações no corpo de prova. Com o auxílio de um extensômetro, a deformação pôde ser apreciada e correlaciona com as propriedades mecânicas do material para obtenção das tensões aplicadas durante o ensaio. Por fim, os ensaios de microdureza foram realizados em cada condição pré-determinada segundo a metodologia do presente trabalho.

##### **4.1.1 Corpo de Prova**

Para o presente trabalho, utilizou-se um API 5L X42 PSL1, material muito utilizado no setor de óleo e gás, bem como em sistemas hidráulicos em sondas de perfuração de poços. Três corpos de prova deste material foram retirados de um tubo, com dimensões entre 120 e 140 mm de comprimento e área de seção transversal de  $72 \text{ mm}^2$  (6 x 12). Em um primeiro momento, uma seção de tubo foi cortada por oxidação catastrófica com o auxílio de um maçarico de corte.

Em seguida, foram retirados os corpos de prova ajustando as dimensões por corte abrasivo. Por fim, os corpos de prova foram retificados para adquirir as dimensões desejadas conforme ilustrado na Figura 21.

Figura 21. Corpos de prova.



Fonte: AUTOR, 2020.

#### **4.1.1.1 Composição química**

Para caracterização e elucidação da composição química do material, foi realizada uma análise química com um espectrômetro de emissão óptica da marca Spectro modelo Spectrolab. A aquisição dos dados do espectro de queima do material foi feita através do *software* Spark Analyze. O equipamento possuía certificado de calibração recente e previamente foi realizado análises químicas com material padrão, a fim de verificar a exatidão e precisão do equipamento. A análise química foi realizada em três pontos distintos de cada corpo de prova, obtendo por fim uma média dos valores encontrados.

#### **4.1.1.2 Propriedades mecânicas**

Caracterizar as propriedades mecânicas, como a curva tensão – deformação, foi de suma importância para a obtenção dos dados necessários para os modelos numéricos e experimentais.

Frente ao exposto, estas propriedades foram obtidas por meio de um ensaio de tração uniaxial de um corpo de prova descrito no tópico 4.1.1. As dimensões do corpo de prova foram atribuídas segundo a norma ASTM E8/E8M. O ensaio foi realizado de acordo com a norma ISO 6892-1 e com temperatura ambiente de 23 °C. A máquina utilizada para o ensaio foi uma servo-hidráulica da marca MTS *Systems Corporation* (EUA), modelo 810 *Material Test System* e com uma velocidade de deslocamento do pistão hidráulico de 0,375 mm/min. A aquisição dos dados foi realizada com o *software Station Manager* (MTS, EUA). Os resultados obtidos foram descritos em termos de tensão de escoamento, módulo de elasticidade e resistência à tração.

#### **4.1.1.3 Metalografia**

Embora pouco provável, o presente estudo não descartou à possibilidade de alteração na composição química local, bem como a presença de precipitados ou fases microestruturais indevidas para este material. Sendo assim, foi realizada a caracterização metalúrgica de um dos corpos de prova. De modo que, o corpo de prova foi cortado em sua região central para obtenção de uma amostra onde posteriormente foi embutida, lixada, polida e submetida ao ataque químico com Nital 3%. A visualização dos resultados foi realizada com um microscópio ótico Olympus BX51M, com uma câmera OMAX A35140U de 14 MP. As micrografias foram capturadas e salvas pela câmera e o *Software OMAX TopView*.

#### **4.1.1.4 Preparação superficial para ensaio de dureza**

Para os ensaios de dureza do material foi necessária uma preparação superficial em uma das faces de um corpo de prova (Figura 21), visto que, a análise foi realizada por microdureza. De fato, para este ensaio uma preparação superficial é necessária segundo a ASTM E384-17 (2017), a fim de conferir à superfície de ensaio um acabamento plano, polido e livre de riscos e imperfeições que possam interferir no ensaio.

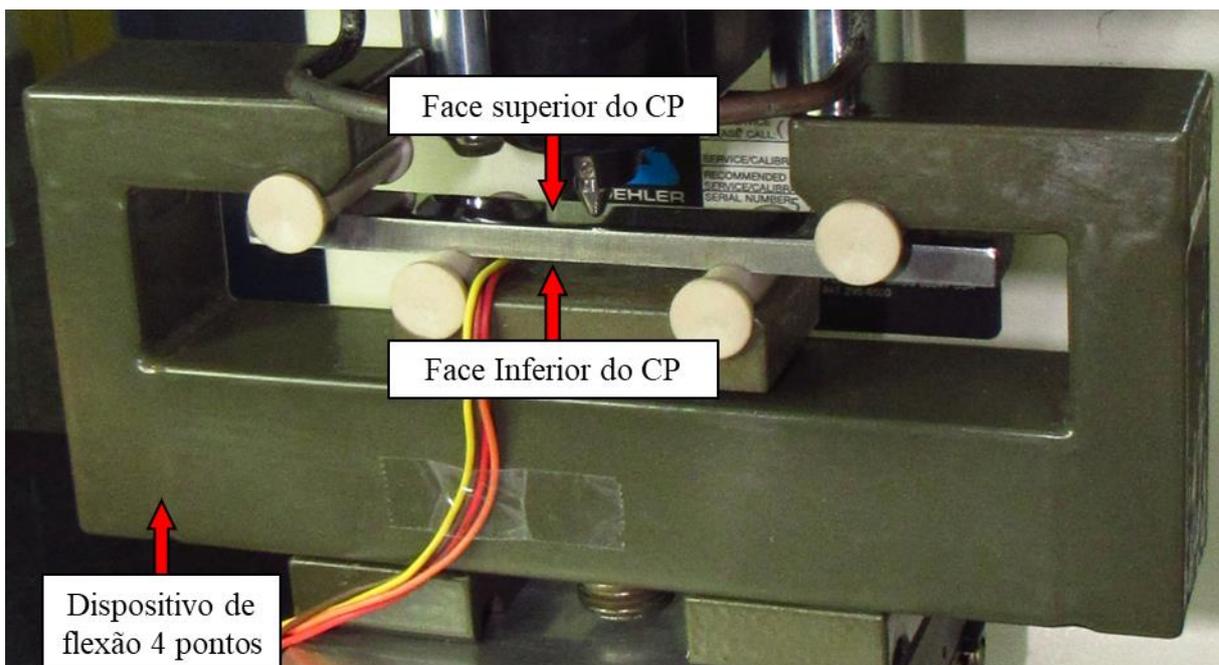
#### **4.1.1.5 Instrumentação do corpo de prova**

As tensões superficiais no corpo de prova foram obtidas através de um extensômetro uniaxial medindo a deformação do material e correlacionando com as propriedades mecânicas obtidas pelo ensaio de tensão – deformação. Desse modo, o corpo de prova passou por uma etapa de instrumentação na face oposta àquela preparada para o ensaio de dureza, utilizando

um extensômetro da marca KYOWA, com *gage fator* de  $2.13 \pm 1.0\%$  (à 23 °C e 50% RH), tamanho da grade em 3 mm e resistência elétrica de  $120.2 \Omega \pm 0.2\%$  (à 23 °C e 50% RH). A colagem do extensômetro foi realizada com cola 496 da marca Lactite e sucede a etapa de preparação superficial que foi realizada através de uma sequência de lixamento progressiva P120, P240 e P400. Por fim, realizou-se solda branda de estanho para unir os fios de condução elétrica aos terminais do extensômetro.

O corpo de prova é posicionado no dispositivo de flexão quatro pontos de modo que a superfície instrumentada seja aquela que sofrerá compressão durante o ensaio, essa superfície será denominada face inferior. Do mesmo modo, a superfície oposta, onde ocorrerá tração e o ensaio de microdureza, será denominada face superior do corpo de prova, conforme elucidada a Figura 22.

Figura 22. Dispositivo de flexão com o corpo de prova posicionado.



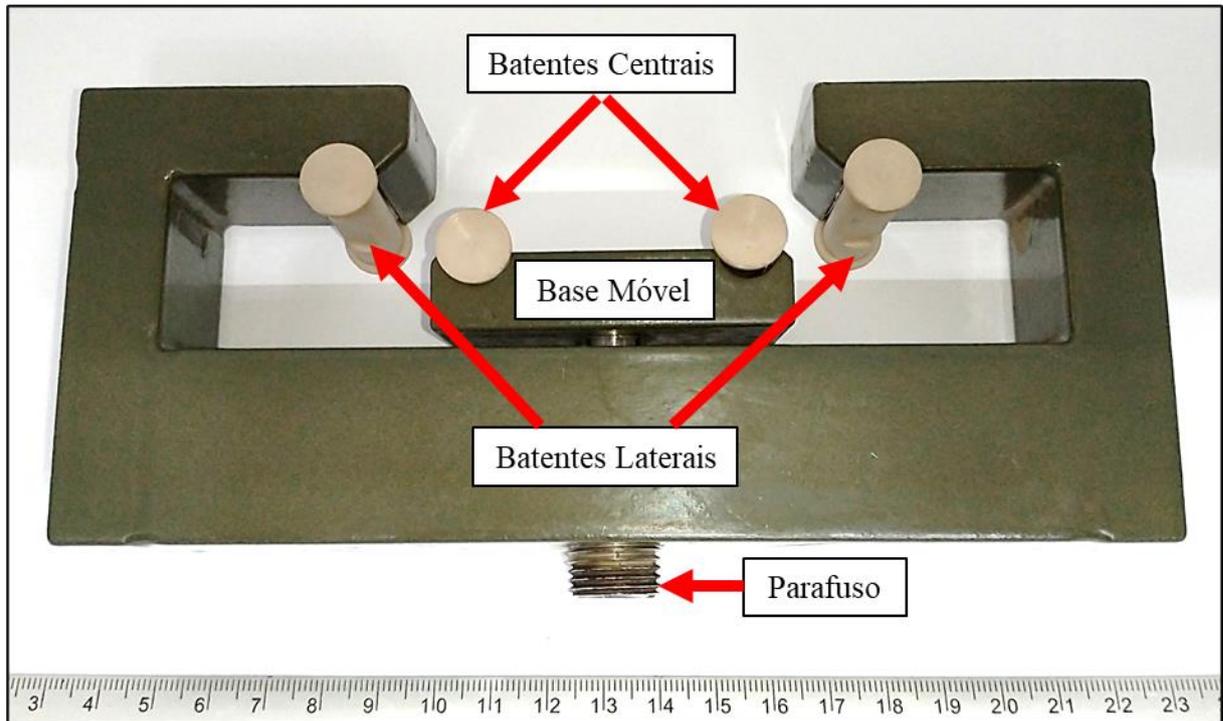
Fonte: AUTOR, 2020.

Para a aquisição dos dados de deformação, foi utilizado o equipamento de amplificação de sinal e aquisição de dados CANHEAD da marca HBM, com o auxílio do software CATMAN (HBM) rodando em um notebook provido de um processador Intel Core I5 – 4200U (resultando em 2 x 2,3 GHz), 6 Gb de memória de acesso aleatório (RAM) rodando com sistema operacional de 64 bit. A ligação entre o *strain gage* e o CANHEAD foi realizada através de fios elétricos em ¼ de ponte (Wheatstone).

#### 4.1.2 Dispositivo de flexão 4 pontos

As tensões foram aplicadas ao corpo de prova através de um ensaio de flexão a quatro pontos utilizando o dispositivo da Figura 23.

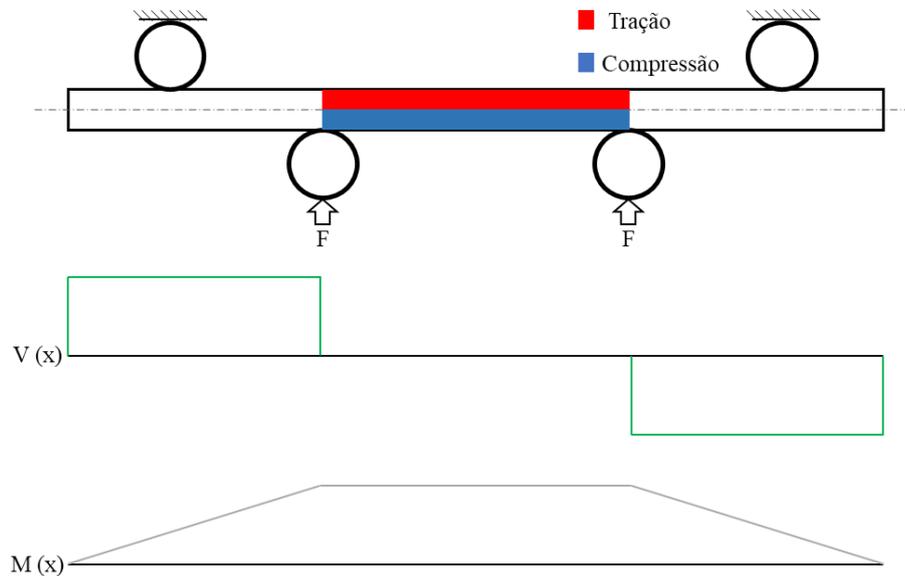
Figura 23. Dispositivo de flexão quatro pontos.



Fonte: AUTOR, 2020.

Nesta configuração de ensaio, o *momentum* entre os batentes centrais permanece constante. Com isso, nesta região apenas tensões trativas e compressivas atuam ao longo da seção transversal do corpo de prova, conforme ilustra a Figura 24. Outrossim, em relação a linhas neutra, as tensões trativas e compressivas são simetricamente iguais em módulo, possibilitando assim a instrumentação do extensômetro na face inferior e a realização do ensaio da face superior.

Figura 24. Representação meramente ilustrativa do estado de tensões gerado no corpo de prova em ensaio de flexão 4 pontos, bem como o diagrama de esforços cortantes e momento fletor.



Fonte: AUTOR, 2020.

#### 4.1.3 Ensaio de flexão

Com o corpo de prova posicionado no dispositivo conforme indicado na Figura 22, o ensaio de flexão para indução de tensões superficiais no corpo de prova inicia com o aperto manual do parafuso indicado na Figura 23. O deslocamento do parafuso devido ao aperto, empurra a base móvel contendo os batentes centrais em direção a face inferior do corpo de prova. O avanço dos batentes centrais força o corpo de prova contra os batentes laterais que estão engastados no dispositivo, resultando assim, em um ensaio de flexão quatro pontos.

A tensão aplicada ao corpo de prova é monitorada através da deformação obtida pelo *strain gage* instrumentado na face inferior e correlacionando com o gráfico tensão-deformação do material obtido pela metodologia 4.1.1.2 deste trabalho. Desse modo, para atingir a tensão desejada no ensaio, monitorou-se a deformação como consequência do aperto do parafuso.

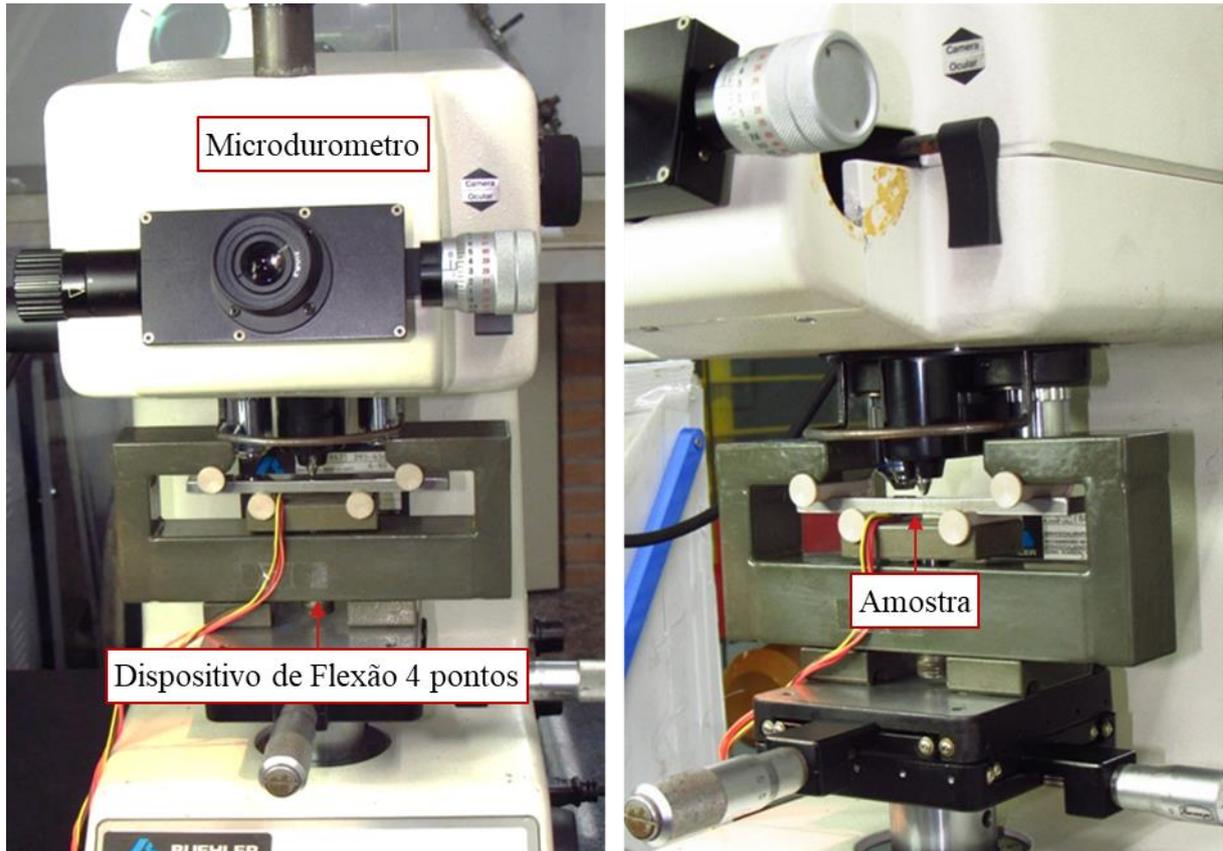
#### 4.1.4 Ensaio de microdureza

Após atingir a tensão desejada e com a face superior lixada, polida e isenta de riscos (em atenção à ASTM E384-17, 2017), os ensaios de dureza foram realizados com um microdurômetro da marca Buehler modelo 1600 – 6100 e temperatura ambiente de 23 °C. O

equipamento possui certificado de calibração, bem como imediatamente antes da execução dos ensaios foram realizadas medições de microdureza com material de dureza padronizada a fim de verificar a exatidão e precisão do equipamento no instante iminente ao ensaio.

O dispositivo de flexão juntamente com o corpo de prova, foram posicionados no microdurômetro conforme ilustrado na Figura 25.

Figura 25. Ensaio experimental.



Fonte: Autor, 2020.

As disposições e procedimentos dos ensaios de microdureza estão ilustrados na matriz de teste da Tabela 3. Os valores de tensão aplicados na superfície do corpo de prova foram variados de 0 MPa (material livre de tensões) até 250 MPa, em uma progressão aritmética de razão 50 MPa. Para cada estado de tensões aplicado ao corpo de prova, foram realizadas cinco medições de microdureza na face superior da amostra (Figura 22), respeitando uma distância mínima entre as endentações de três vezes a distância da maior diagonal de cada microdureza, a fim de evitar que qualquer deformação plástica ou elástica oriunda da microdureza prévia possa impactar na medição da microdureza adjacente [ASTM E384-17, 2017].

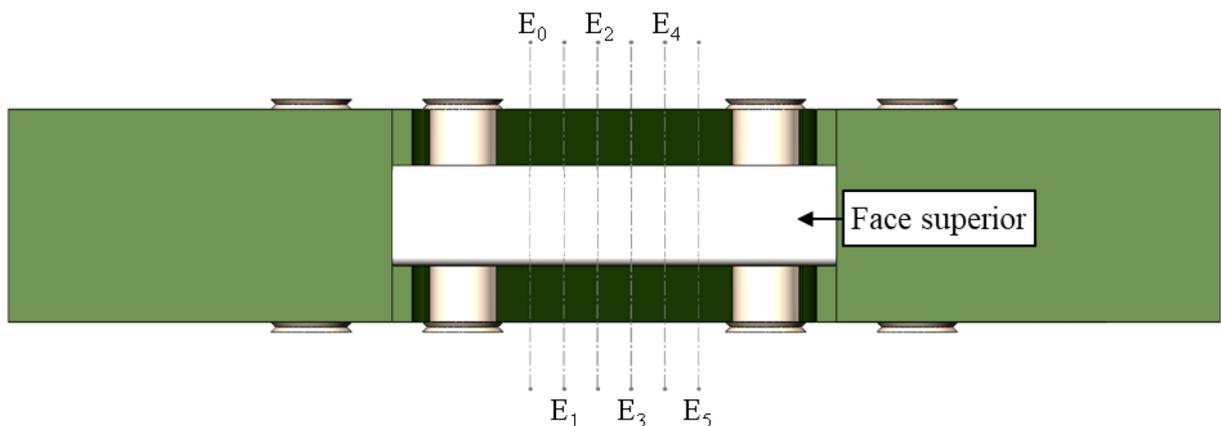
Tabela 3. Matriz de testes experimentais.

Ensaio	Tensão superficial aplica	Ensaio de Microdureza HV (GPa)						
	Tração em MPa	y1	y2	y3	y4	y5	$\overline{HV}$	$\bar{\sigma}$
<b>E<sub>0</sub></b>	0							
<b>E<sub>1</sub></b>	50							
<b>E<sub>2</sub></b>	100							
<b>E<sub>3</sub></b>	150							
<b>E<sub>4</sub></b>	200							
<b>E<sub>5</sub></b>	250							

Fonte: Autor, 2020.

Os ensaios de microdureza foram realizados de acordo com a norma ASTM E384 – 17 de 2017. Desse modo, o *setup* do microdurômetro contemplou uma carga de 0,3 quilogramas aplicada durante 20 segundos por um endentador diamantado e piramidal com ângulo de 136°. Para cada estado de tensão superficial aplicado ao corpo de prova e indicado na matriz de teste (E<sub>0</sub>, E<sub>2</sub>, ..., E<sub>5</sub>), uma sucessão de cinco microdurezas foram realizadas na superfície da face superior do corpo de prova ao longo das linhas indicadas esquematicamente na Figura 26.

Figura 26. Vista superior do dispositivo de flexão com o corpo de prova indicando, esquematicamente, as regiões onde foi realizado os ensaios de dureza.



Fonte: Autor, 2020.

Para encontrar a dureza em GPa de cada ensaio foi utilizado a equação (4.1) descrita pela ASTM E384 – 17.

$$HV = 1,85 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{P}{d^2} \quad (4.1)$$

Onde,

P = Força em N

d = média do comprimento das diagonais de endentação em mm.

Assim, os valores de dureza obtidos nos ensaios alimentam a matriz de testes da Tabela 3. Outrossim, com estes valores, foi calculado a média das durezas obtidas para cada estado de tensões utilizando a equação (4.2), bem como o desvio padrão em relação a média das durezas encontradas empregando a equação (4.3).

$$\overline{HV} = \left[ \sum_{i=1}^{n=5} y_i \right] \cdot \frac{1}{n} \quad (4.2)$$

$$\bar{\sigma}_x = \sqrt{\left[ \sum_{i=1}^{n=5} (y_i - \overline{HV})^2 \right] \cdot \frac{1}{n-1}} \quad (4.3)$$

Onde:

$\overline{HV}_x$  = Média dos valores de dureza obtidos no estado de tensão do ensaio  $E_x$ , com x variando e 0 a 6.

$\bar{\sigma}_x$  = Desvio padrão da média dos valores de dureza obtidos no estado de tensão do ensaio  $E_x$ , com x variando de 0 a 6.

$y_i$  = Valor de dureza obtido em cada estado de tensões.

n = Quantidade de ensaios realizados com diferentes estados de tensões.

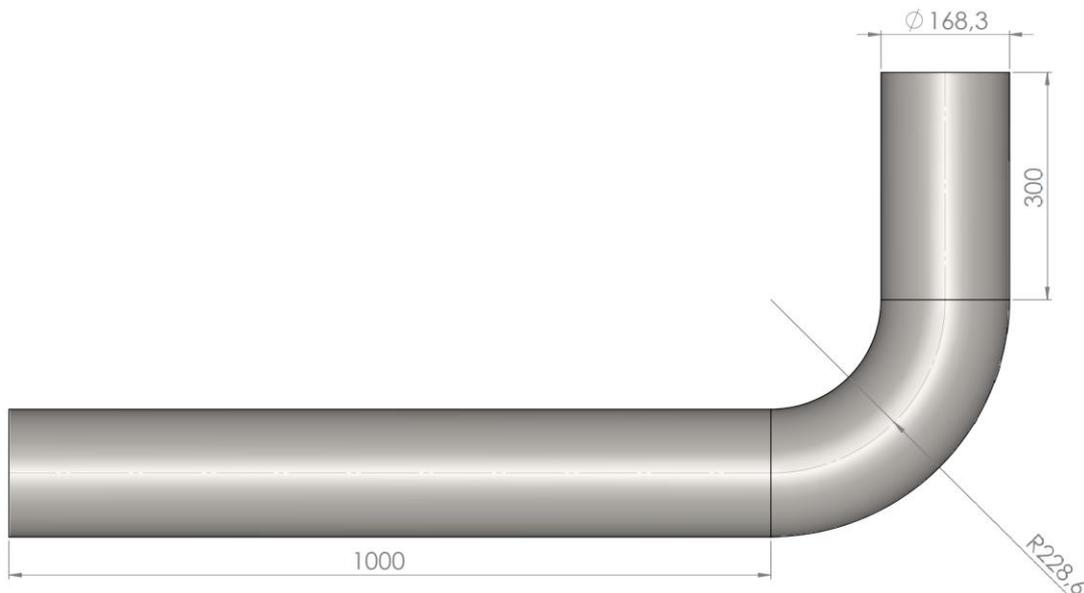
Como exemplo, para o ensaio  $E_0$  onde o estado de tensões na superfície é de 0 MPa, cinco medições de microdureza foram realizadas ( $y_1, y_2, \dots, y_5$ ), de modo que, destas cinco medições foi calculada a média  $\overline{HV}_0$  e desvio padrão da média  $\bar{\sigma}_0$ .

## 4.2 Geometria do *elbow* para os modelos CAE e CFD

Como anteriormente descrito, as regiões de maior suscetibilidade ao desgaste erosivo em uma linha hidráulica em sondas de perfuração estão localizadas onde ocorrem alterações na direção de escoamento do fluido. Neste contexto, a geometria de uma seção de linha hidráulica foi escolhida contendo um *elbow* de raio longo descrito pela norma ASME B16.9 (2001) e tubos adjacentes para adequar o fluido às condições estacionárias de escoamento, bem como evitar que a região de domínio e interesse no desgaste erosivo estivesse próxima às fronteiras geométricas do modelo, o que em verdade poderia resultar em inconsistências nas simulações. Nesta configuração, o valor do raio de curvatura de um *elbow* raio longo é 1,5 vezes o diâmetro nominal do tubo, resultando em um raio de curvatura médio de 228,6 mm. O diâmetro nominal considerado neste trabalho foi de 6 polegadas métricas, com *schedule* XXS, o qual confere uma espessura de 21,95 mm [ASME B36.10M, 2018].

A geometrias 3D de uma seção da linha hidráulica para a simulação do estado de tensões oriundo da pressão interna foi gerada pelo programa CAD SOLIDWORKS versão 2014 (*Dassault Systèmes*, França) e se encontra ilustradas na Figura 27. Com a geometria 3D gerada, foi extraído a região interna da tubulação e exportada para o ANSYS FLUENT para os modelos de erosão em CFD. Cabe ressaltar que, a geometria gerada para o modelo de erosão contempla somente o domínio onde estão presentes o fluido e particulado. Desse modo, somente a região interna da tubulação.

Figura 27. Geometria 3D com dimensões da seção de linha hidráulica utilizada de neste trabalho.



Fonte: Autor, 2020.

### 4.3 Modelo numérico CAE para pressão interna

Os modelos numéricos CAE foram desenvolvidos para avaliar as tensões resultantes devido aos efeitos da pressão interna e assim correlacionar com as tensões aplicadas no ensaio experimental. Para tal, a geometria 3D do *elbow* ilustrada na Figura 27 foi exportada para o *software* CAE ABAQUS 6.12-1 (Simulia - *Dassault Systèmes*, França), onde posteriormente foram aplicados os dados de pré-processamento, que englobam: condições de contorno, carregamentos, propriedades do material e malha de elementos finitos. Por fim, uma vez definidos estes valores, a etapa de pós-processamento é iniciada para obtenção dos resultados do modelo. Outrossim, em relação a geometria, uma seção do tubo que compreende o segmento reto de 1000 mm foi desconsiderado no modelo a fim de mitigar o gasto em tempo computacional, aplicando as condições de contorno pertinentes.

#### 4.3.1 Condições de contorno

As condições de contorno foram aplicadas de modo que conferissem ao modelo as situações mais próximas da realidade de um sistema hidráulico, que possa ser submetido às condições de trabalho com pressão interna. Basicamente, aplicou-se restrições quanto ao movimento axial dos elementos das extremidades da seção hidráulica, com o intuito de fixar o modelo no espaço em conjunto com restrições para rotações em todos os eixos. Contudo, nenhuma restrição foi aplicada nos elementos para deformação radial, permitindo desse modo que os efeitos da pressão interna pudessem ser observados. Os carregamentos em pressão interna foram aplicados de forma progressiva e aritmética com razão 50, iniciando em 50 bar e finalizando em 500 bar (50 bar, 100 bar, 150 bar, ... e 500 bar). As propriedades do material inseridas no modelo são aquelas obtidas pelo ensaio de tração. Para todos os modelos foram utilizados elementos hexaédricos com refinamento de malha na região de interesse e convergência adequada.

A máquina empregada para a simulação CAE foi uma estação de trabalho provida de um processador Intel Core I7-9700KF (resultando em 8 x 3,6 GHz), 32 Gb de memória de acesso aleatório (RAM) rodando com sistema operacional de 64 bits e placa gráfica NVIDIA GeForce RTX 2060 com 6 GB. A rotina de cálculo e pós-processamento para o modelo final com malha refinada foi de aproximadamente 1 minuto por modelo, utilizando a capacidade do *software* CAE de gerenciar a paralelização de múltiplos processadores (8x) e disponibilizando 85% da memória (RAM). Para fins de visualização todos os resultados serão mostrados com

fator de deformação igual a 1, assim sendo está apresentada a configuração deformada real da estrutura.

#### **4.3.2 Pós-processamento: análise de tensões**

A análise das tensões resultantes foi realizada na superfície interna da tubulação, especificada através de uma simulação de erosão prévia para determinar a localização aproximada da máxima taxa de erosão. Desse modo, a análise das tensões limitou-se na região mais propícia para a ocorrência do maior desgaste erosivo, tornando a metodologia coerente com as análises e correlações realizadas.

#### **4.4 Correlação entre tensões multiaxiais e tensão uniaxial**

Segundo parte da teoria de Von Mises, o conceito de distorção de um elemento ou de um corpo é descrito estritamente pela termodinâmica, de modo que, a energia associada às deformações elásticas e plásticas de um corpo submetido a um carregamento multiaxial, pode ser equiparada a energia associada às deformações sendo elas elásticas ou plásticas de um corpo de prova de mesmo material, submetido a um carregamento uniaxial de tração [QU e ZHANG, 2016]. De fato, deve-se lembrar que o comportamento mecânico de materiais respeita as leis da termodinâmica, onde, em especial, a energia não se cria e não se extingue, apenas é convertida para naturezas distintas. Assim, quando uma força atua sobre um corpo, algum trabalho está sendo realizado no material. Essa energia ou trabalho é armazenada como energia de deformação em cada volume infinitesimal do corpo. Se essa energia acumulada em deformação for somada a todos os volumes infinitesimais, podemos obter a energia de deformação total armazenada no corpo. Essa premissa basicamente relaciona a teoria de Mises com a termodinâmica e encontra-se consolidada no âmbito da engenharia e ciência dos materiais, contudo, é válida somente para materiais dúcteis e isotrópicos.

Para o presente estudo, o critério desenvolvido por Mises foi de suma importância. De modo que, a tensão de Von Mises obtida na região de análise do modelo CAE foi correlacionada com as tensões aplicadas ao corpo de prova do modelo experimental, a fim de se obter uma relação indireta entre estado de tensões de um tubo sob pressão interna e sua respectiva dureza nessa condição.

A influência da tensão superficial no material em sua respectiva dureza, correlacionados com o estado de tensões resultante em um *elbow* sob pressão interna, foi analisada. Os

resultados obtidos de dureza foram aplicados no modelo numérico CFD, na equação (3.28), a fim de relacionar indiretamente a influência da pressão interna no dano por erosão em *elbows* contendo fluido abrasivo em transporte.

#### 4.5 Modelo numérico CFD para erosão

A modelagem do dano por erosão baseada em CFD foi realizada pelo *software* ANSYS FLUENT (ANSYS Inc., EUA) e consistiu em três etapas subsequentes: modelagem de fluxo, rastreamento de partículas e correlação entre as informações de impacto das partículas aos danos por erosão. Cada etapa é interdependente da anterior. Portanto, qualquer resultado obtido que esteja distante da realidade física em qualquer uma das três etapas afetará os resultados finais da erosão.

Nos modelos foram atribuídas forças gravitacionais e utilizou-se o algoritmo baseado em pressão (*pressure – based*) para solucionar as equações de escoamento. Com este algoritmo o campo de velocidade é alcançado resolvendo uma equação de pressão (ou correção de pressão). A equação de pressão é derivada das equações de continuidade e *momentum*, de forma que, o campo de velocidade seja corrigido pela pressão satisfazendo a continuidade, onde a conservação de massa deva ser respeitada. Uma vez que as equações governantes são não lineares e acopladas umas às outras, o processo de solução envolve inúmeras iterações até o conjunto de equações governantes atinja solução convergindo para valores residuais próximos a zero, ou muito baixos.

Sendo assim, a convergência dos modelos foi verificada analisando os valores residuais das equações governantes dos modelos, que englobam basicamente as equações de continuidade, quantidade de movimento e de turbulência. Embora a análise dos valores residuais dessas equações seja um bom indicativo de convergência, é possível que a solução física dos modelos não convirja, mesmo apresentando baixos valores residuais e um comportamento de convergência gráfica. Desse modo, a fim de evitar esse episódio, além de monitorar a convergência da solução pelos valores residuais das equações, foi monitorado a convergência da velocidade de saída do fluido no modelo.

Para tal, a máquina empregada foi uma estação de trabalho provida de um processador Intel Core I7-9700KF (resultando em 8 x 3,6 GHz), 32 Gb de memória de acesso aleatório (RAM) rodando com sistema operacional de 64 bits e placa gráfica NVIDIA GeForce RTX 2060 com 6 GB. A rotina de cálculo e pós-processamento para o modelo final com malha refinada foi de aproximadamente 53 minutos por modelo, utilizando a capacidade do software

CFD de gerenciar a paralelização de múltiplos processadores (7x), consumindo 60% da memória (RAM) e 100% da capacidade de processamento disponível. Para fins de visualização todos os resultados serão mostrados com fator de deformação igual a 1, assim sendo está apresentada a configuração deformada real da estrutura.

#### 4.5.1 Geometria e malha de volumes finitos

A geometria 3D da linha hidráulica foi gerada pelo programa CAD SOLIDWORKS versão 2014 (*Dassault Systèmes*, França) e exportada para o ANSYS FLUENT. Cabe ressaltar que, a geometria gerada para o modelo contempla somente o domínio onde estão presentes o fluido e particulado.

Segundo WANG (2017), uma malha estruturada hexaédrica com interpolação linear é usada em simulação CFD para garantir mais estabilidade e gerar menos elementos altamente distorcidos. Como o campo de fluxo na vizinhança da parede tem gradientes de velocidade íngremes, utilizou-se uma malha mais refinada na camada limite próximo às paredes da tubulação, a fim de capturar as propriedades de fluxo mais precisas nesta região. Para a direção radial, a malha progressiva é adotada para gerar a malha limite com grades de dez camadas (a altura da célula da primeira camada é 0,05 mm e o fator de crescimento é 1,2), obtendo assim um menor grau de distorção entre os elementos. Além disso, uma malha com refinamento na ordem de 20% foi usada na seção de cotovelo (*elbow*). Finalmente, uma malha adequada foi gerada como resultado dos baixos valores residuais encontrados nas equações de continuidade, momentum e turbulência.

#### 4.5.2 Modelo de turbulência

O regime de turbulência no escoamento do fluido com as partículas sólidas influencia no dano por erosão, de modo que, o trajeto e a velocidade das partículas são alterados pelo comportamento do fluido. A turbulência em simulações numéricas é um fenômeno difícil de ser observado, visto que demanda grande poder computacional. Desse modo, utiliza-se modelos numéricos para simular e prever este fenômeno. Para as simulações realizadas neste estudo, a turbulência foi modelada utilizando o modelo de  $k - \epsilon$ , um modelo de turbulência de duas equações que foi considerado adequado para a aplicação atual. O modelo  $k - \epsilon$  é um modelo de viscosidade turbulenta de duas equações, onde "k" é a energia cinética da turbulência e " $\epsilon$ " é a

dissipação turbulenta, representando a taxa de dissipação das flutuações de velocidade [MOHAMMADI e PIRONNEAU, 1994; PORTER D. et al., 2012].

#### 4.5.2.1 Fluido de Perfuração

Além da velocidade inicial de escoamento na entrada do domínio computacional de simulação, as variáveis relativas ao fluido de perfuração inseridas no modelo compreendem as características físicas de viscosidade e densidade do fluido, bem como o regime de escoamento, sendo mensuradas neste trabalho segundo as recomendações da norma API RP 13D de 1995. Os dados utilizados são provenientes de uma amostra de fluido de perfuração típica, de composição aquosa (base água). O equipamento viscosímetro rotacional FAN 35A foi utilizado para a obtenção dos dados necessários para o cálculo da viscosidade do fluido. O modelo reológico utilizado para determinação do comportamento da viscosidade e regime de escoamento do fluido foi o modelo de *Power Law* modificado pela norma API em 1995. Embora este modelo não consiga prever a viscosidade aparente do fluido em baixas taxas de cisalhamento, a vazão considerada de fluido no modelo de simulação é relativamente alta e conseqüentemente atribui altas taxas de cisalhamento ao fluido. Logo, a viscosidade utilizada no modelo é calculada a uma alta taxa de cisalhamento e para altas taxas de cisalhamento o modelo de *power law* é confiável [CAENN, 2017].

#### 4.5.3 Modelo de transporte de partículas

Para obter a perda de material devido ao dano por erosão, deve-se modelar corretamente o transporte das partículas correlacionando com as equações de escoamento do fluido. De fato, a velocidade e o ângulo de impacto são fatores que afetam o dano por erosão e já foram discutidos e comprovados por diversos autores. Desse modo, o transporte de partículas foi modelado usando o modelo *Lagrangian Particle Track Method*, em especial pela baixa concentração volumétrica das partículas, que possibilita a utilização deste modelo.

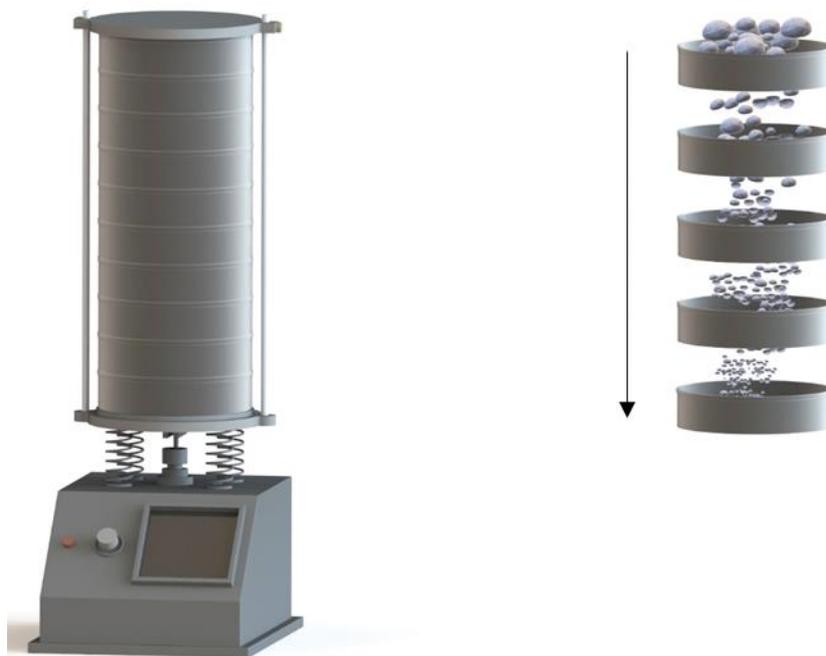
A abordagem do método Lagrangiano considera as forças atuantes em cada partícula desde a injeção até a saída do domínio de fluxo, sendo possível, desse modo, rastrear e modelar o trajeto de cada partícula no domínio computacional.

#### 4.5.4 Partículas sólidas – Cascalhos

Os cascalhos de perfuração (partículas sólidas nas simulações) são inseridos no modelo de erosão através de injeções com vazão mássica especificada. Outrossim, a velocidade de injeção é definida, bem como o tamanho e forma das partículas. A velocidade de injeção dos cascalhos é a mesma do fluido, contendo no modelo uma seção reta 1.000 mm para os cascalhos encontrarem um regime estacionário de velocidade no campo de fluxo. Por fim, para a caracterização do tamanho e da forma das partículas, foi utilizado uma amostra de 327 gramas de cascalhos rochosos.

A distribuição de tamanho foi encontrada utilizando uma peneira vibratória (Figura 28) com 10 peneiras previamente dimensionadas. O tempo de peneiramento vibratório foi de 20 minutos com intensidade moderada. Os valores obtidos foram modelados para uma distribuição acumulada de Rosin Rammler para posteriormente serem utilizados no modelo de erosão para a distribuição de tamanho obtida.

Figura 28. Representação de uma Peneira Vibratória.



Fonte: AUTOR, 2022.

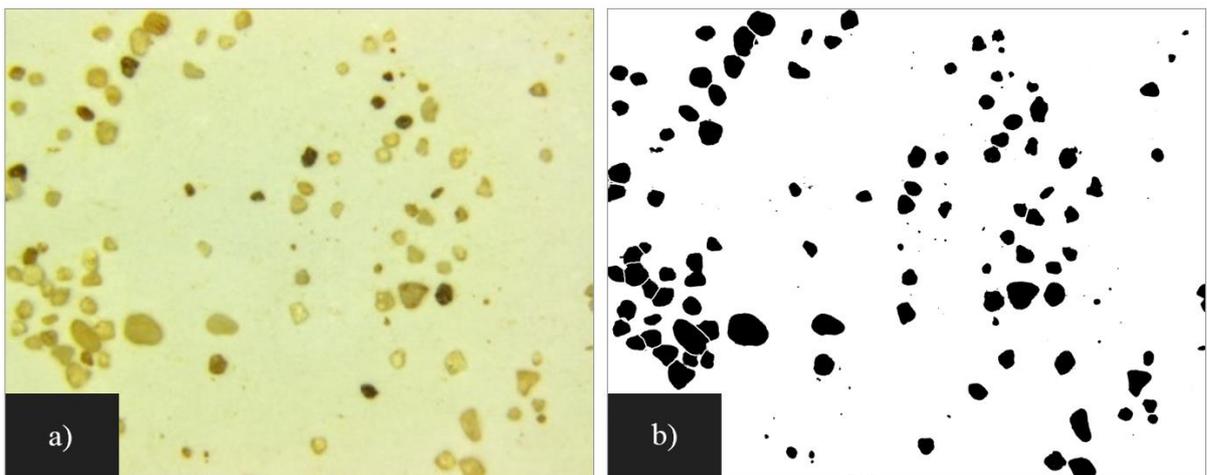
A caracterização da distribuição de tamanhos obtido no peneiramento foi realizada utilizando a equação (4.4), onde  $D'$  representa o tamanho médio das partículas,  $irrb$  representa

o grau de dispersão,  $D$  o diâmetro de abertura da peneira e  $Xf$  é a fração cumulativa. Todos esses parâmetros foram obtidos com a apreciação dos dados experimentais do peneiramento.

$$Xf = 1 - \exp \left[ - \left( \frac{D}{D'} \right)^{irrb} \right] \quad (4.4)$$

Para a caracterização da forma dos cascalhos, utilizou-se uma subamostra de 62 gramas calculado pelo método de inferência estatística de populações finitas. A análise iniciou com a geração de imagens em microscópio de toda a porção das partículas da subamostra. Posteriormente o *software ImageJ* foi utilizado para a obtenção da distribuição acumulada do fator de arredondamento dos cascalhos para descrever a forma. No software ImageJ, tratou-se as imagens ajustando o brilho e contraste para facilitar o reconhecimento das bordas dos grãos. Para eliminar imperfeições aplicou-se a segmentação por *threshold* que faz correções de imagem até que as partículas estejam visíveis e assim, obtém-se uma imagem binária, que permitiu separar os contornos dos grãos do fundo. A operação *watershed* permitiu criar uma divisão entre as bordas dos grãos para individualizar cada partícula na imagem. Para a obtenção dos parâmetros de forma (arredondamento) o plugin de cálculo *particle shape* foi utilizado. A Figura 29 ilustra a análise de imagem realizada.

Figura 29. Análise de imagem no *software ImageJ*. Imagem original (a). Imagem tratada (b).



Fonte: AUTOR, 2022.

#### 4.5.5 Cálculo do dano por erosão

Uma vez modelado o fluxo de partículas, bem como ângulos de impacto, velocidade e demais informações necessárias para calcular a erosão, um modelo de previsão de dano por erosão é alimentado com essas informações para obter os resultados finais da taxa de perda de material em uma superfície. As taxas de erosão foram calculadas então, utilizando o modelo proposto por OKA e matematicamente formulado na Equação (3.27). Este modelo foi relacionado interativamente com as equações de transporte do fluido e das partículas, de modo que ao final fosse possível obter a taxa de erosão na parede de toda geometria considerada, bem como do valor absoluto e da localização da taxa máxima de erosão.

Importante ressaltar que, para este trabalho, os efeitos da pressão interna foram restritos à dureza do material. Descartando assim outros efeitos que a mesma possa exercer no fluido, nos cascalhos e no perfil de escoamento das fases.

## 5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 5.1 Caracterização das amostras

#### 5.1.1 Avaliação da composição química

Conforme descrito pela metodologia deste trabalho, o material considerado para este estudo foi um aço API 5L X42 PSL1. Afim verificar a acurácia da composição química do material, análises químicas foram realizadas em triplicata em um corpo de prova do material. A Tabela 4 ilustra os resultados da composição química dos principais elementos obtidos das análises.

Tabela 4. Composição química das amostras do *elbow*.

Análise	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
1	0,1558	0,1978	1,0210	0,0094	0,0021	0,0548	0,0050
2	0,1646	0,1953	1,0340	0,0110	0,0026	0,0549	0,0050
3	0,1644	0,1921	1,0220	0,0111	0,0027	0,0550	0,0052
<b>Média</b>	<b>0,1616</b>	<b>0,1951</b>	<b>1,0257</b>	<b>0,0105</b>	<b>0,0025</b>	<b>0,0549</b>	<b>0,0051</b>
<b>API 5L</b>	<b>0,28 máx.</b>	<b>-</b>	<b>1,30 máx.</b>	<b>0,030 máx.</b>	<b>0,030 máx.</b>	<b>-</b>	<b>-</b>

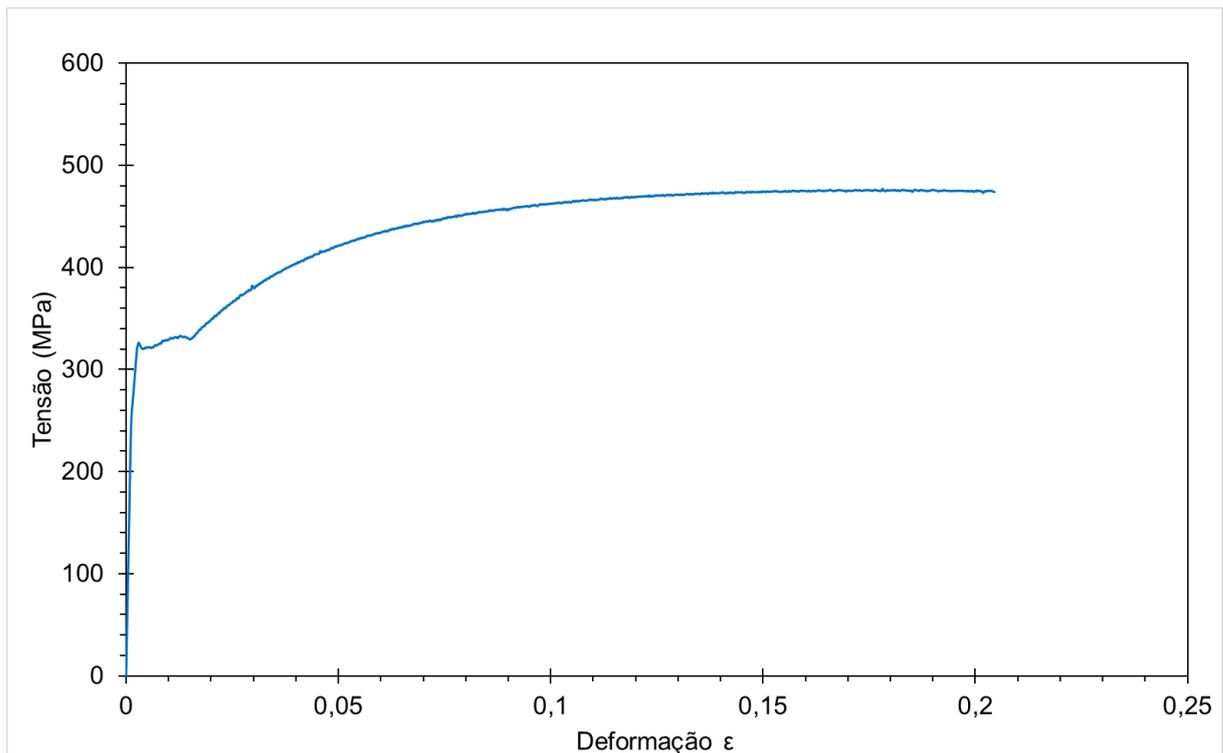
Fonte: AUTOR, 2022.

Em atenção a *API 5L: Specification for Line Pipe* de 2004, a média dos valores das composições químicas estão em consonância com a norma para um aço API 5L X42 PSL1.

#### 5.1.2 Propriedades mecânicas

As propriedades mecânicas do material foram obtidas segundo o procedimento descrito na seção 4.1.1.2, com os resultados ilustrados graficamente em termos de tensão – deformação de engenharia pela Figura 30.

Figura 30. Curva tensão – deformação.



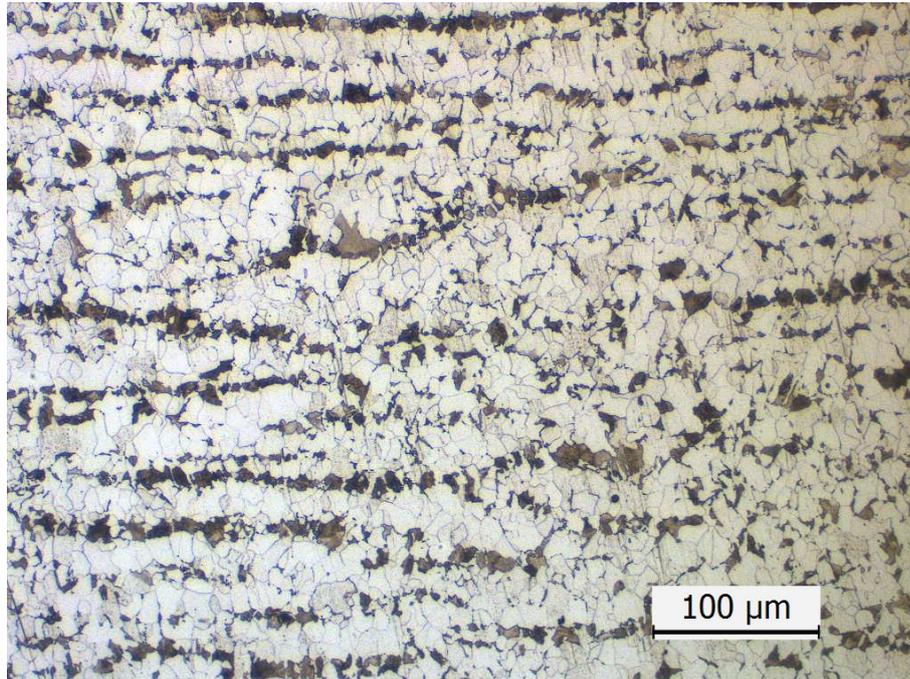
Fonte: AUTOR, 2022.

Com base no gráfico e dados coletados, a tensão de escoamento obtida foi de 320,12 MPa e resistência máxima a tração de 476,89 Mpa, estando em consonância com um X42 PSL1. O maior interesse nos resultados deste ensaio recai sobre a tensão de escoamento, pois este valor indica de forma bem aproximada o regime elástico do material. De fato, a análise da influência da pressão interna no dano por erosão presente neste estudo são válidas para tensões que resultem em deformações no campo elástico do material.

### 5.1.3 Caracterização microestrutural

A análise metalográfica foi realizada para caracterização microestrutural do material utilizado no ensaio experimental. Os resultados obtidos estão ilustrados na Figura 31.

Figura 31. Microestrutura perlítica em matriz ferrítica. Nital 2% e aumento de 200X.



Fonte: AUTOR, 2022.

Com ataque químico utilizando Nital 2% e aumento de 200X no microscópio ótico, é possível evidenciar uma microestrutura constituída de perlita fina em uma matriz ferrítica. Ademais, não foi evidenciado alterações microestruturais fora do especificado para o material em questão.

Embora os resultados dos ensaios de microdureza possam sofrer alterações em decorrência da proporção de ferrita/perlita captadas pelas endentações, os ensaios foram realizados em quintuplicata, obtendo-se a média e desvio padrão, minimizando assim as alterações que a microestrutura poderia proporcionar.

## 5.2 Estado de tensões e dureza

A etapa experimental objetivou avaliar de forma indireta o efeito do estado de tensões superficial na dureza do material, a fim de extrapolar os resultados em termos de tensões devido às pressões internas com o auxílio da teoria de Von Mises. A Tabela 5 ilustra os valores médios obtidos das microdurezas realizadas.

Tabela 5. Ensaio experimental da correlação entre estado de tensões e dureza do material.

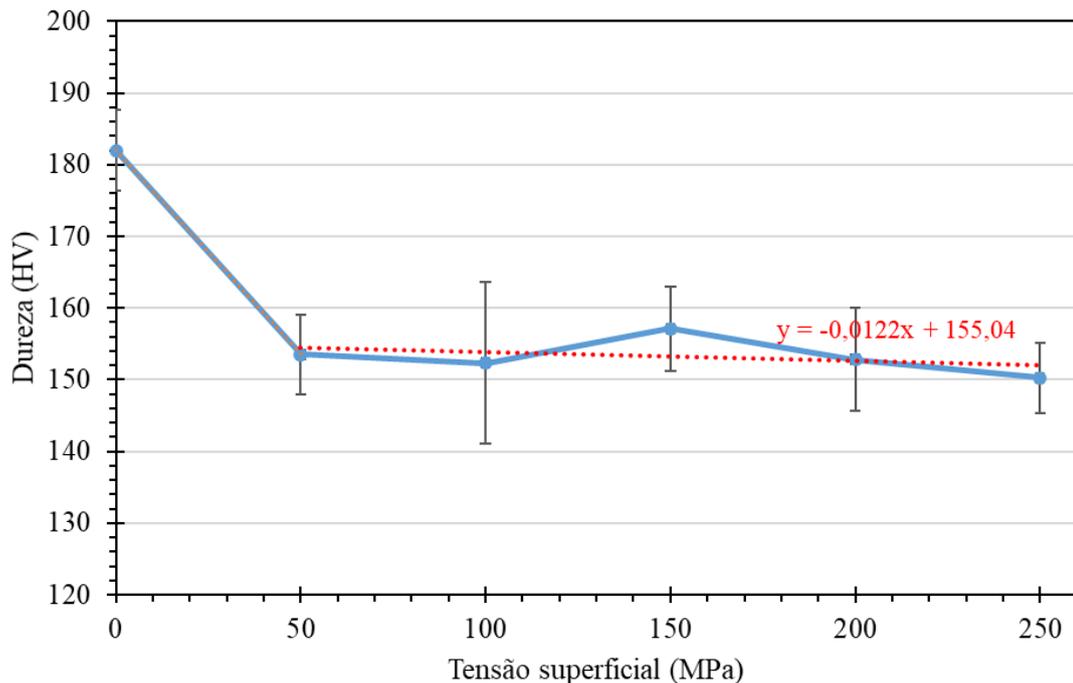
Ensaio	Tensão superficial	Ensaio de Microdureza HV						
	Tração (MPa)	y1	y 2	y 3	y 4	y 5	$\overline{HV}$	$\bar{\sigma}$
<b>E<sub>0</sub></b>	0	183,9	117,4	180,6	177,4	190,8	<b>182,0</b>	<b>5,6</b>
<b>E<sub>1</sub></b>	50	149,5	135,8	161,2	157,1	164,0	<b>153,5</b>	<b>11,3</b>
<b>E<sub>2</sub></b>	100	158,5	150,7	157,1	145,9	149,0	<b>152,4</b>	<b>5,8</b>
<b>E<sub>3</sub></b>	150	144,7	159,8	165,4	155,8	159,8	<b>157,1</b>	<b>7,1</b>
<b>E<sub>4</sub></b>	200	154,5	144,7	157,1	155,8	152,0	<b>152,8</b>	<b>4,9</b>
<b>E<sub>5</sub></b>	250	140,2	155,8	159,8	147,1	148,3	<b>150,2</b>	<b>7,7</b>

Fonte: AUTOR, 2022.

Analisando os resultados descritos na Tabela 5, o ensaio de dureza com tensões nulas (dureza intrínseca material) resultou em uma dureza média de 182 HV (Vickers). É possível evidenciar que com aplicação da tensão superficial no material, a dureza média encontrada decresceu e limitou-se entre a faixa de 150 HV à 160 HV. De fato, a partir do ensaio com 50 MPa de tensão superficial (E<sub>1</sub>) o valor de dureza médio foi de 153,5 HV.

O gráfico da Figura 32 ilustra a variação das medidas de dureza com base no desvio padrão calculado, obtidas em cada estado de tensões superficiais.

Figura 32. Dureza em função da tensão superficial.



Fonte: AUTOR, 2022.

No gráfico da Figura 32, a variação da dureza do material em função da tensão superficial é observada de forma clara. Para uma tensão de até 50 MPa, a dureza do material decresce (aproximadamente 15 %) até alcançar um valor médio de 153,5 HV. Enquanto que a partir de 50 MPa, a variação da dureza é pouco significativa descrevendo uma reta de baixo coeficiente angular.

As equações (5.1) e (5.2) foram elaboradas entre o intervalo de tensão superficial obtida no ensaio.

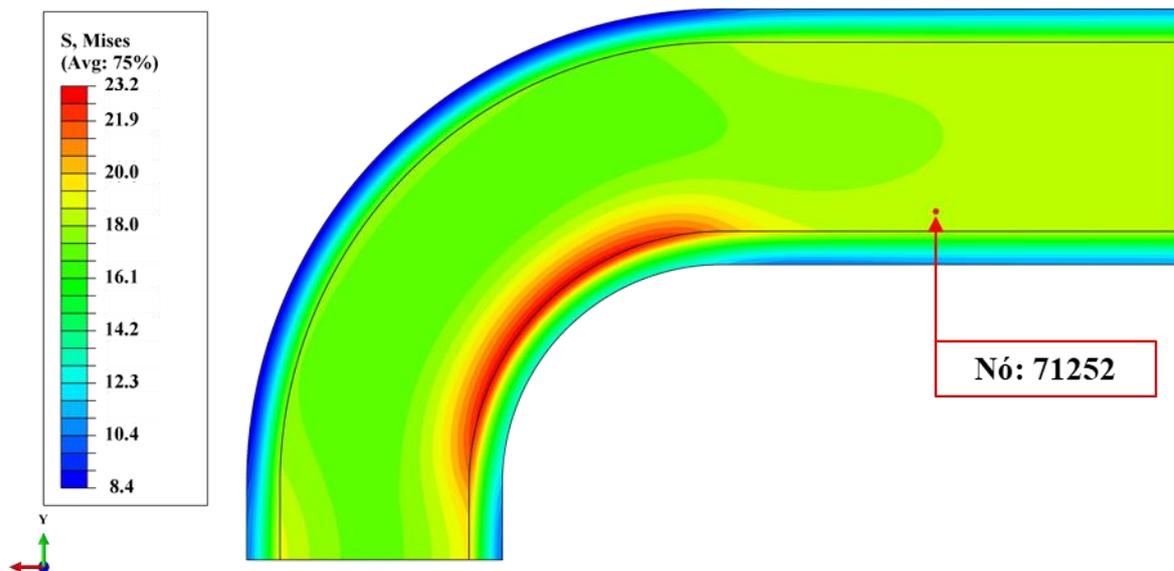
$$HV_1 = -0,57\sigma + 182, \text{ para } \{ 0 \leq \sigma < 50 \text{ MPa} \} \quad (5.1)$$

$$HV_2 = -0,0122\sigma + 155,04, \text{ para } \{ 50 \leq \sigma \leq 250 \text{ Mpa} \} \quad (5.2)$$

### 5.3 Pressão interna e estado de tensões

Os efeitos da pressão interna em *elbows* nas linhas hidráulicas de controle de poço foram mensurados seguindo os procedimentos descritos no tópico 4.3.2. Com base em uma simulação prévia, por se encontrar na região de maior desgaste erosivo, o nó 71252 foi escolhido para a análise das tensões conforme ilustra a Figura 33.

Figura 33. Local de análise das tensões resultantes.



Fonte: AUTOR, 2022.

Os valores das tensões Von Mises obtidos em cada modelo durante o pós-processamento estão ilustrados na Tabela 6.

Tabela 6. Tensão Mises resultante para cada modelo.

Modelo	Pressão rup. (bar)	Nó n°	Tensão Von Mises (MPa)
01	50	71.252	18,23
02	100	71.252	36,45
03	150	71.252	54,68
04	200	71.252	72,90
05	250	71.252	91,13
06	300	71.252	109,13
07	350	71.252	127,58
08	400	71.252	145,80
09	450	71.252	164,03
10	500	71.252	182,25

Fonte: AUTOR, 2022.

Os resultados descritos na Tabela 6 demonstram um crescimento constante da tensão Von Mises no nó n° 71252 com o acréscimo da pressão interna. A equação (5.3) foi obtida através dos resultados da Tabela 6 e descreve com precisão o comportamento da tensão Von Mises obtida em relação a pressão interna aplicada para o nó n° 71252.

$$\sigma_s = 0,3645 \cdot P_R \quad (5.3)$$

Onde:

$P_R$  = Pressão interna em MPa.

$\sigma_s$  = Tensão Superficial Von Mises no nó 71252 em MPa.

Com o amparo da teoria de Von Mises, foi assumido que a tensão  $\sigma_s$  obtida no nó 71252 é equivalente à tensão  $\sigma$  obtida no ensaio experimental com o dispositivo de flexão 4 pontos. As equações (5.4) e (5.5) podem ser correlacionada com a equação (5.3) de forma que a dureza

superficial resultante no *elbow* é uma função da pressão interna, conforme as equações (5.6) e (5.7).

$$\sigma = \frac{182 - HV_1}{0,57} \quad (5.4)$$

$$\sigma = \frac{155,04 - HV_2}{0,0122} \quad (5.5)$$

Com  $\sigma_s = \sigma$ :

$$HV_1 = 182 - 0,21 \cdot P_R \quad \{ 0 \leq P_R(\text{bar}) < 129,4 \} \quad (5.6)$$

$$HV_2 = 155,04 - 4,44 \cdot 10^{-3} \cdot P_R \quad \{ 129,4 \leq P_R(\text{bar}) \leq 500 \} \quad (5.7)$$

As equações (5.6) e (5.7) correlacionam os efeitos da pressão interna na dureza aparente do material. Cabe ressaltar que cada equação possui um intervalo bem definido de validade para  $P_R$ . De fato, esses intervalos são oriundos das equações obtidas segundo os dados obtidos do ensaio experimental de dureza e tensão superficial. Portanto, no intervalo de 0 à 500 bar, há dois comportamentos distintos da dureza no material sob pressão interna, decorrentes do gráfico da Figura 32.

#### 5.4 Dano por erosão

Os resultados obtidos na etapa experimental em conjunto com os resultados observados nos modelos CAE de pressão interna, permitiram que a dureza aparente da tubulação presente nas linhas hidráulicas de controle de poço, fosse mensurada indiretamente como uma função da pressão, conforme as Equações (5.6) e (5.7). Assim, com o auxílio destas equações foi possível simular o dano por erosão nas linhas hidráulicas sob influência da pressão interna, através do modelo de erosão de OKA, descrito pela equação (3.27) e utilizando modelos CFD com o *software* Ansys FLUENT.

Para esta seção, foi necessário a apreciação dos resultados referentes à caracterização do fluido e dos cascalhos de perfuração.

#### 5.4.1 Fluido de perfuração: caracterização

O comportamento do fluido na região de domínio computacional é obtido pela resolução das equações de Navier Stokes e com o regime de turbulência apropriado. Para tal, foi necessário determinar a densidade, a viscosidade e o regime de escoamento do fluido. Estas propriedades foram obtidas utilizando os dados resultantes dos ensaios com o viscosímetro rotacional FAN 35A, juntamente com o modelo reológico de *Power Law API RP 13D* e as equações para o critério de Reynolds. A Tabela 7 ilustra uma sequência de dados de mesma amostra de fluido, obtidos pelo viscosímetro utilizando 6 rotações distintas (3, 6, 100, 200, 300 e 600 rpm) de um típico fluido de perfuração de base aquosa [ALMEIDA R. D. F., 2010].

Tabela 7. Dados reológicos típicos de um fluido de perfuração base água.

<b>Tipo da Intervenção</b>	<b>Profundidade (m)</b>	<b>Tipo Fluido</b>	<b>Densidade (ppg)</b>	<b>RPM (rpm)</b>	<b>Leitura (°)</b>
Perfuração	5.616,00	FPBA Pol GX + Amido	9,7	3	4
Perfuração	5.616,00	FPBA Pol GX + Amido	9,7	6	5
Perfuração	5.616,00	FPBA Pol GX + Amido	9,7	100	14
Perfuração	5.616,00	FPBA Pol GX + Amido	9,7	200	22
Perfuração	5.616,00	FPBA Pol GX + Amido	9,7	300	25
Perfuração	5.616,00	FPBA Pol GX + Amido	9,7	600	35

Fonte: AUTOR, 2022.

A amostra analisada foi de um fluido de perfuração coletado de um poço com 5.616 m de profundidade. O fluido é composto, dentre outros aditivos, por água, goma xantana e amido. A densidade obtida foi de 970 kg/m<sup>3</sup> e a viscosidade foi determinada a seguir, utilizando o modelo reológico supracitado.

Sabendo que o fluido de perfuração possui comportamento não-newtoniano, ou seja, a viscosidade varia com a taxa de cisalhamento, foi necessário presumir a taxa de cisalhamento aplicada ao fluido na velocidade de escoamento utilizada nos modelos CFD. Para tal, aproximou-se os cálculos utilizando a equação (5.8).

$$\gamma = \frac{8v}{D} \quad (5.8)$$

Onde  $v$  é a velocidade do fluido e  $D$  é o diâmetro interno da tubulação. Como a velocidade considerada foi de 6,14 m/s e o diâmetro de 0,1244 m, a taxa de cisalhamento encontrada foi de 394,86 s<sup>-1</sup>. Sendo assim, utilizando as equações (3.4), (3.5), (3.6) e (3.8) juntamente com a os dados da Tabela 7, calculou-se a tensão de cisalhamento e posteriormente a viscosidade aparente.

$$n = 3,32 \cdot \log\left(\frac{35}{25}\right) = 0,485$$

$$K = \frac{5,10 \cdot 25}{1022^{0,485}} = 620,11 \text{ cP} \cdot \text{s}^n$$

$$\tau = 620,11 \cdot 394,86^{0,485} = 1,13 \cdot 10^4 \text{ cP} \cdot \text{s}^{-1}$$

$$\mu_a = 620,11 \cdot 394,86^{0,485-1} = \mathbf{28,5 \text{ cP}}$$

Com base nos cálculos realizados acima, a viscosidade aparente do fluido em uma tubulação de 6" Sch XXS e com velocidade de 6,14 m/s foi de 28,5 cP (centiPoise), ou 0,0285 Pa.s. Nessas condições, o regime de escoamento do fluido foi calculado segundo as equações (3.13), (3.14) e (3.15).

$$N_{Re} = \frac{\rho v d}{\mu} = \frac{970 \cdot 6,14 \cdot 0,1244}{0,0285} = 25913$$

$$N_{ReCL} = 3470 - 1370n = 2806$$

$$N_{ReCT} = 4270 - 1370n = 3606$$

Para as propriedades e condições do fluido considerados, o valor do número de Reynolds  $N_{Re}$  encontrado foi de 25913. Segundo o critério de Reynolds, este valor resulta em um escoamento totalmente turbulento, fato corroborado pela elevada vazão do fluido [GUO e GEFEI, 2011].

#### 5.4.2 Caracterização dos cascalhos de perfuração

A análise granulométrica com peneiramento vibratório possibilitou a obtenção da distribuição de tamanho dos cascalhos. Após o ensaio, 316,1 gramas de amostra ficaram retidas nas peneiras granulométricas, que representa 96,7% da massa inicial (327 gramas) da amostra. Em termos de eficiência, o peneiramento vibratório apresentou um resultado satisfatório, com um total retido nas peneiras muito próximo da quantidade inicial da amostra, demonstrando que a abertura das passagens foi bem dimensionada para a faixa granulométrica dos cascalhos analisados. A Tabela 8 ilustra em termos de massa e percentual acumulados encontrados após o ensaio.

Tabela 8. Resultados obtidos da análise granulométrica

Mesh #	Fração mm	Massa (g)	Porcentagem		
			Retida (%)	Acumulada (%)	Passante (%)
140	0,10 - 0,25	34,3	10,9	10,9	89,1
60	0,25 - 0,35	59,1	18,7	29,5	70,5
45	0,35 - 0,42	34,7	11,0	40,5	59,5
40	0,42 - 0,50	31,3	9,9	50,4	49,6
35	0,50 - 0,71	55,3	17,5	67,9	32,1
25	0,71 - 1,00	28,0	8,9	76,8	23,2
18	1,00 - 1,18	10,7	3,4	80,2	19,8
16	1,18 - 1,7	31,1	9,8	90,0	10,0
12	1,7 - 3,35	29,9	9,5	99,5	0,5
6	3,36	1,7	0,5	100	0

Fonte: AUTOR, 2022.

Com base nos resultados descritos na Tabela 8, é possível afirmar que a maior quantidade de cascalhos possui diâmetros menores que 1 mm, com uma porcentagem acumulada de 76,8 % da massa retida na peneira mesh 18. Cabe ressaltar que a peneira de mesh 60 (0,25mm) apresentou a maior massa retida de amostra da distribuição. Em contrapartida, a peneira de mesh 6 apresentou a menor massa retida. Outrossim, a análise granulométrica do diâmetro dos cascalhos de perfuração pelo método de peneiramento vibratório, evidenciou uma faixa de tamanho que varia de 0,10 mm até 3,35mm

Os resultados obtidos pelo peneiramento vibratório descritos na Tabela 8, possibilitaram o cálculo dos parâmetros do modelo de distribuição acumulada do método de Rossin-Rammler. Os valores encontrados estão descritos na Tabela 9 e resultaram em uma boa aproximação dos dados experimentais, com um coeficiente de determinação ( $R^2$ ) de 0,98.

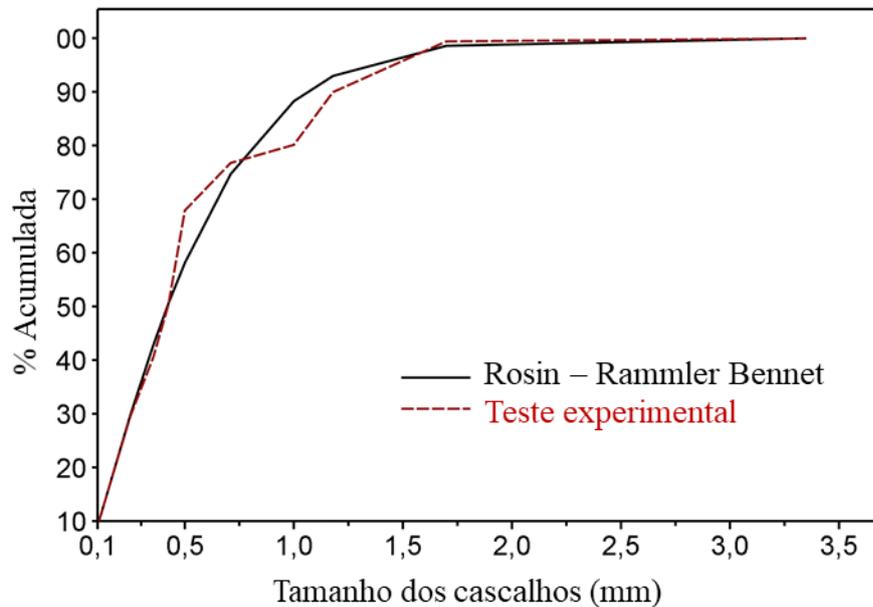
Tabela 9. Valores obtidos para o modelo de Rosin-Rammler-Bennet.

m	D'	R <sup>2</sup>	Rosin-Rammler-Bennet (RRB)
1.29	0.55 mm	0.98	$RRB = 1 - \exp \left[ - \left( \frac{D}{0.55} \right)^{1.29} \right]$

Fonte: AUTOR, 2022.

Com isso, os dados experimentais obtidos pelo peneiramento vibratório foram confrontados com os valores calculados segundo a equação do modelo de Rosin-Rammler. A Figura 34 ilustra graficamente a comparação entre os dados experimentais e a modelagem pelo método de Rosin-Rammeler. É possível afirmar que o método de Rosin-Rammler conseguiu modelar com boa precisão os dados experimentais e assim possibilitar que o *software* Ansys pudesse descrever de forma fidedigna a distribuição de cascalhos de perfuração nos modelos de erosão.

Figura 34. Comparativo entre o ensaio experimental e o modelo de Rosin-Rammler-Bennet.



Fonte: AUTOR, 2022.

Além da distribuição granulométrica, a caracterização da forma dos cascalhos é outro parâmetro essencial e foi realizada por análise de imagens com uma subamostra de 62 gramas. No total, 43 imagens foram geradas para a realização da análise. Contudo, alguns cascalhos obtidos pelas imagens microscópicas não foram identificados pelo software durante o processo de limiarização, pois se confundiram com o background devido à similaridade de cores entre

ambos. Este fato admite a existência de um erro associado ao ensaio, porém não foi observado significância nos resultados obtidos.

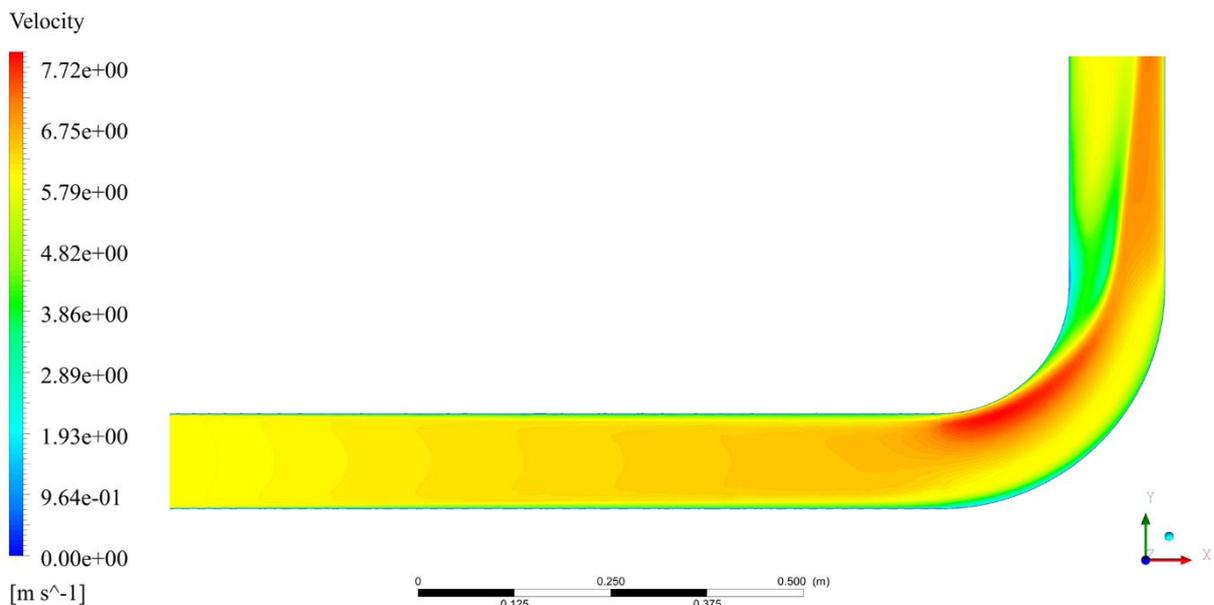
O índice de arredondamento de PENTLAND (1927) das partículas da amostra variou entre 0,32 e 1, com valor médio ponderado de 0,74. Ou seja, segundo a classificação de POWERS (1953), os cascalhos variam de partículas subangulares até partículas bem arredondadas, sendo em sua maioria partículas classificadas como bem-arredondadas.

### 5.4.3 Campo de fluxo

Para todos os modelos CFD gerados, ou seja, para todos modelos incluindo ou não a pressão interna, o campo de fluxo resultante é o mesmo. De fato, conforme abordado anteriormente, o campo de fluxo depende estritamente das condições iniciais de fluxo, do modelo de turbulência e da geometria do domínio computacional. A análise da influência da pressão interna é realizada indiretamente atribuindo valores de dureza superficial do material da linha hidráulica.

Para os modelos de erosão CFD, o perfil de velocidade encontrado é variável ao longo do domínio computacional. A Figura 35 ilustra os resultados obtidos do campo de velocidades do fluido no centro da tubulação, através de um corte transversal.

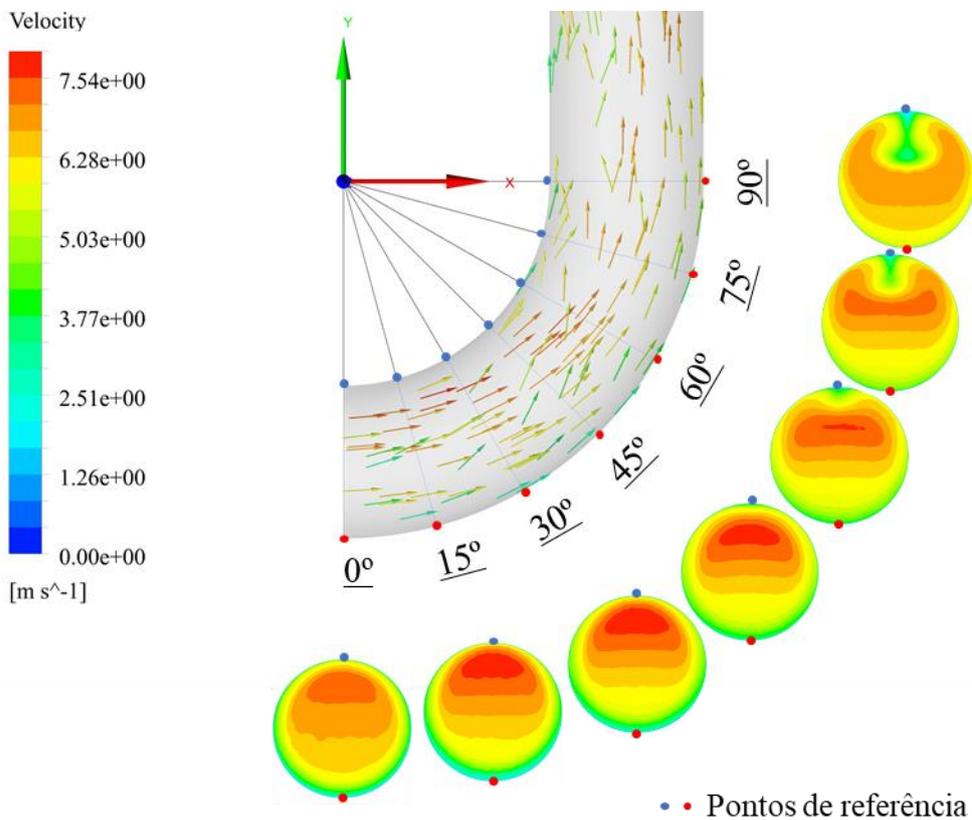
Figura 35. Perfil de velocidade no modelo CFD.



Fonte: AUTOR, 2022.

O fluido é injetado na superfície de entrada da tubulação com uma velocidade constante de 6,14 m/s. Nas condições de contorno, manteve-se a pressão de entrada e saída da tubulação constante, com isso, à medida que a velocidade próxima a parede interna da tubulação diminui devido aos efeitos da perda de carga por atrito, na porção central do escoamento a velocidade aumenta. As mais significativas alterações no campo de velocidades ocorrem na curva da tubulação, devido ao choque do fluxo com a parede do tubo dando origem às forças centrífugas. Os detalhes do comportamento da velocidade no fluido podem ser observados através da Figura 36, onde é ilustrado o perfil de velocidade normal à superfície de escoamento ao longo da curva, iniciando em 0° onde o fluido entra na curva e finalizando em 90°, quando a curvatura finaliza.

Figura 36. Perfil de velocidade observado em cortes.

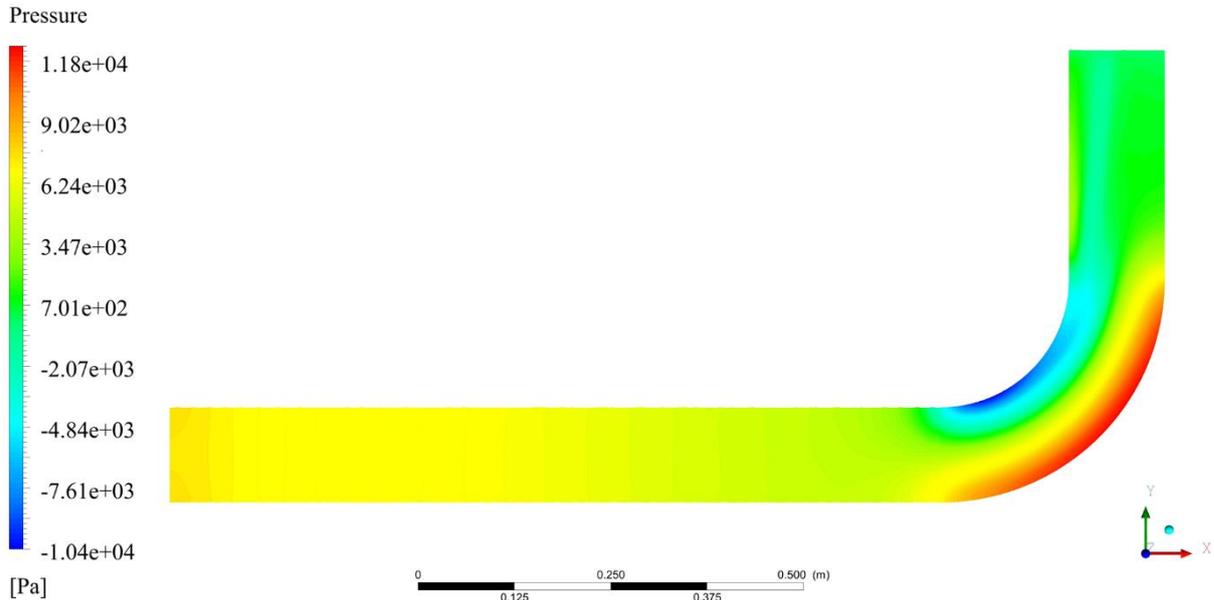


Fonte: AUTOR, 2022.

Observa-se que no instante inicial (em 0°, quando o fluido ingressa na curva) o fluido atinge velocidades maiores na parte superior do domínio, fato justificado pela ação gravitacional inserida em -y. Outrossim, observa-se que os efeitos da ação centrífuga no escoamento devido ao choque com as paredes iniciam em 60° e finalizam em 90°, onde o perfil de velocidade atinge maiores velocidades nas paredes laterais do tubo e na porção central. Como previsto, o comportamento do fluido ao longo do escoamento, bem como seu perfil de velocidade e

geometria do domínio originaram zonas de pressão bem definidas na tubulação, conforme ilustra a Figura 37 através de um corte transversal.

Figura 37. Campo de pressões em corte transversal do modelo.



Fonte: AUTOR, 2022.

A Figura 37 ilustra a pressão manométrica resultante no domínio. Observa-se claramente duas zonas bem definidas na curva da tubulação, com uma pressão positiva na região extradorso e negativa no intradorso, resultante do comportamento do fluido e amparando o perfil de velocidade descrito pela Figura 36.

De fato, o perfil de da velocidade do fluido, os vetores deslocamento e as zonas de pressão são elementos de suma relevância para a determinação do dano por erosão nas linhas hidráulicas, visto que, estas grandezas determinam a trajetória, bem como o ângulo de impacto e a velocidade dos cascalhos no domínio computacional.

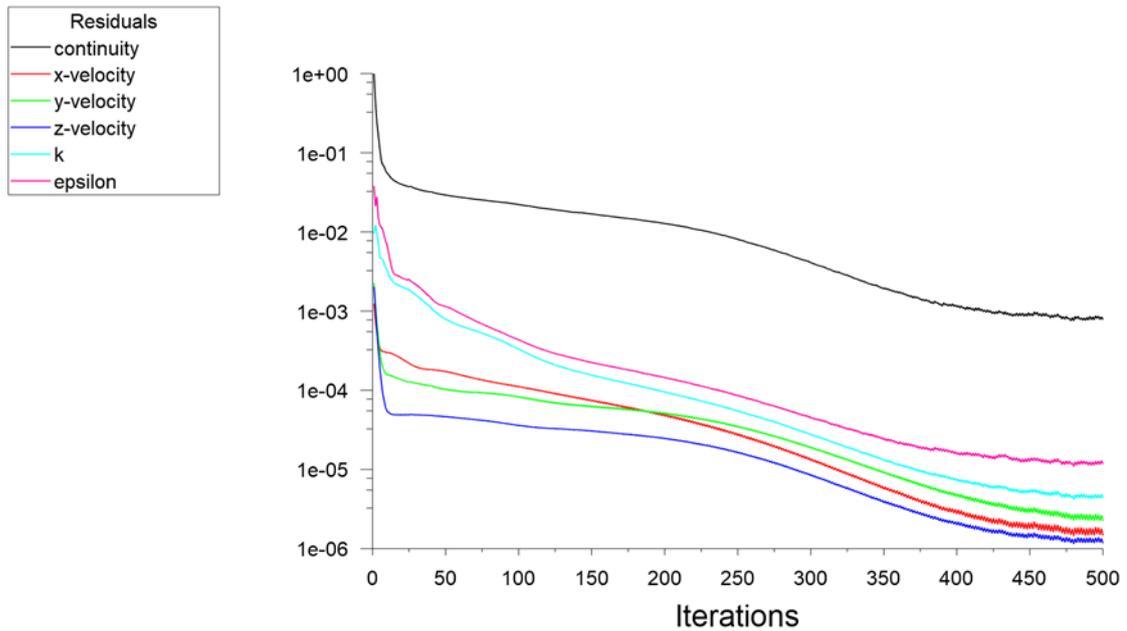
#### 5.4.4 Dano por erosão sem pressão interna

Os resultados do modelo de erosão sem a presença de pressão interna foram obtidos considerando a dureza prévia do material, no valor de 182 Vickers.

A convergência do modelo foi obtida com 450 iterações conforme ilustra a Figura 38, onde está posto os valores residuais das equações de conservação de massa (continuidade), quantidade de movimento e turbulência da simulação. Embora seja possível visualizar uma

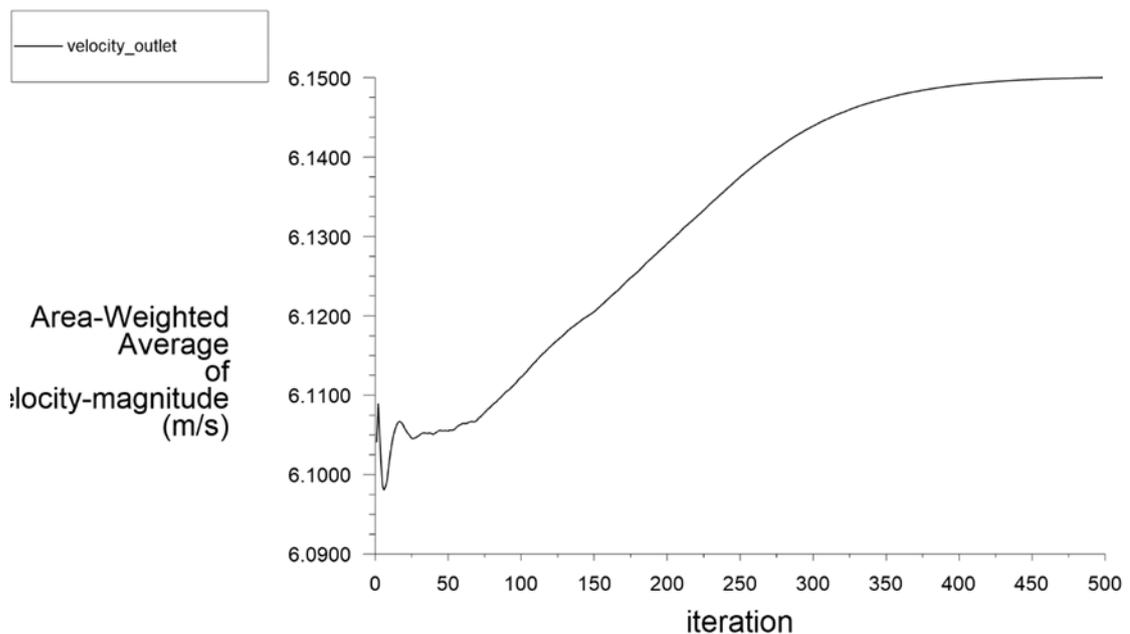
aparente convergência logo em 50 iterações, onde os resíduos perfazem valores significativamente baixos, a solução física é alcançada somente a partir de 450 iterações, como pode ser visto pelo gráfico da Figura 39 que ilustra a velocidade média do escoamento na saída do domínio computacional.

Figura 38. Valores residuais para as equações da continuidade, quantidade de movimento e turbulência para o modelo com dureza de 182 HV – 0 bar.



Fonte: AUTOR, 2022.

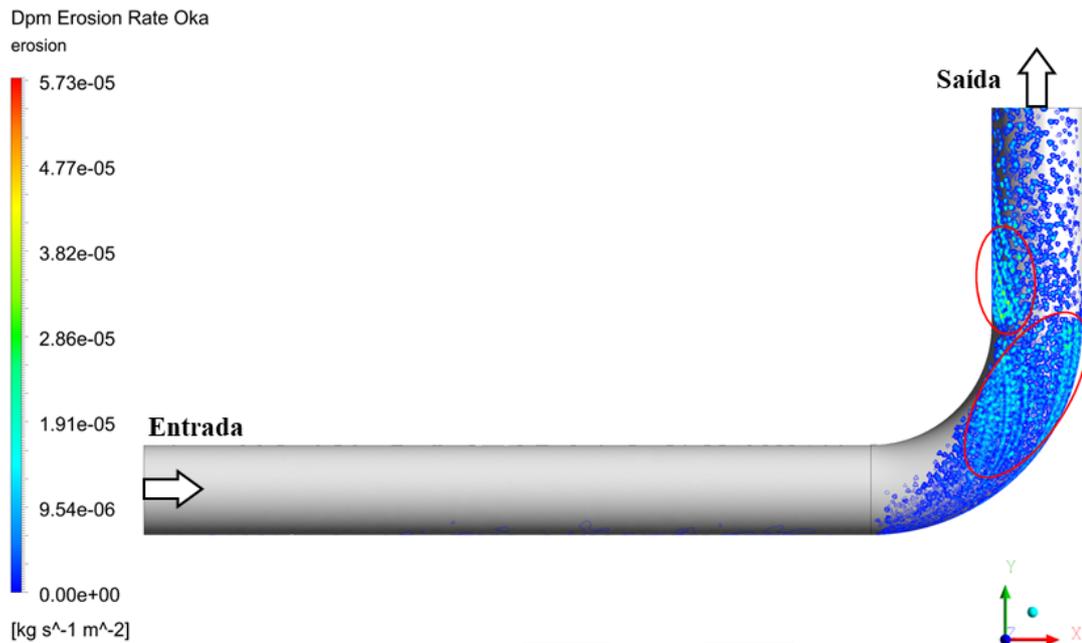
Figura 39. Velocidade média do fluido na saída do domínio computacional do modelo 182 HV – 0 bar.



Fonte: AUTOR, 2022.

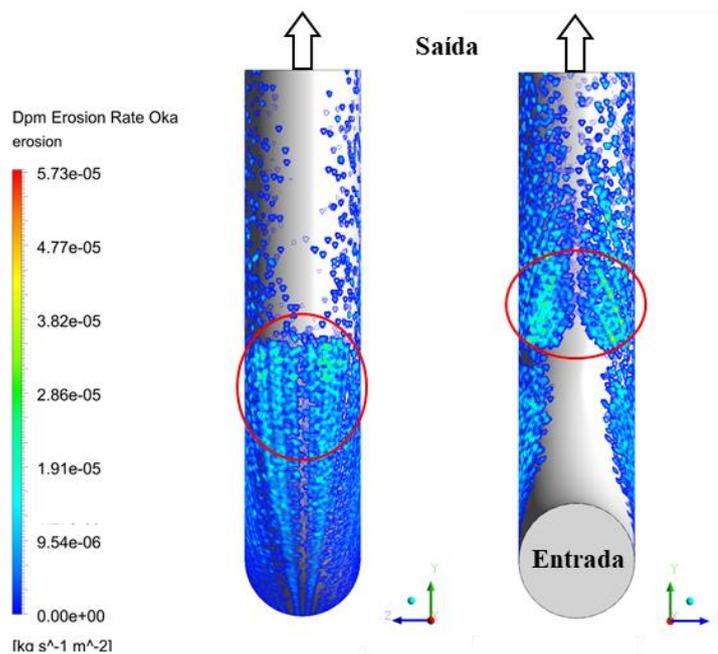
Após adequada convergência do modelo, os resultados de erosão foram apreciados e estão ilustrados na Figura 40 em uma vista frontal do modelo e pela Figura 41, em vistas direita e esquerda. Os maiores gradientes de perda de material por erosão no modelo isento de pressão interna estão indicados e delimitados pelas linhas circulares em vermelho.

Figura 40. Perfil de erosão em vista frontal para o modelo 182 Hv – 0 Bar.



Fonte: AUTOR, 2022.

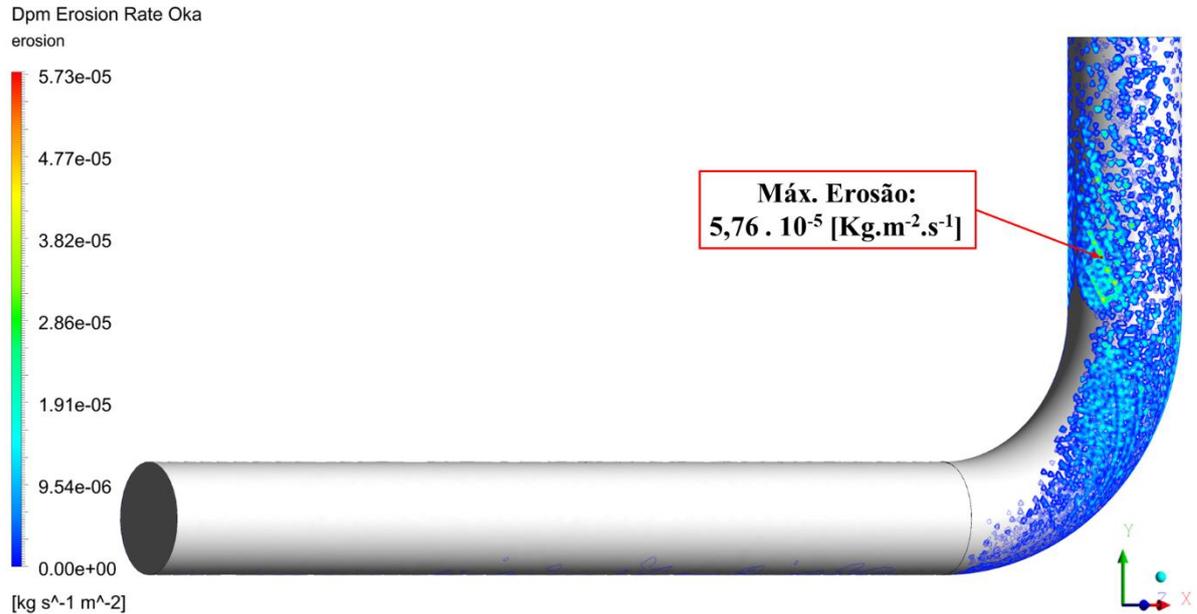
Figura 41. Perfil de erosão em vistas direitas e esquerda para o modelo 182 Hv – 0 Bar.



Fonte: AUTOR, 2022.

Com base no perfil de erosão descrito pelas figuras acima, a máxima taxa de erosão calculado pelo modelo encontra-se indicada na Figura 42, no valor de  $5,76 \cdot 10^{-5} \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1}\text{m}^{-2}$ .

Figura 42. Localização da máxima taxa de erosão para o modelo 182 Hv – 0 Bar.



Fonte: AUTOR, 2022.

Conforme ilustrado nos resultados obtidos pelo modelo de erosão isento de pressão interna, as zonas de maior desgaste erosivo estão localizadas na porção final do raio de curvatura, com desgastes mais acentuados localizados nas laterais e na porção final do *elbow*.

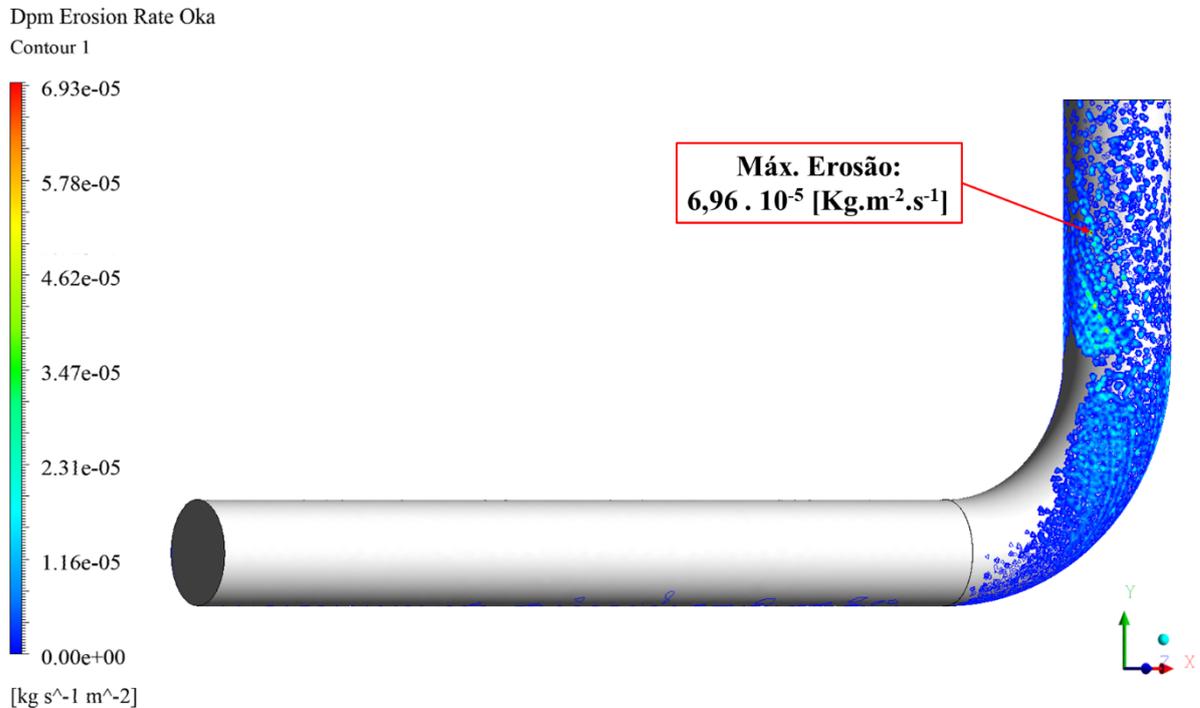
#### 5.4.5 Dano por erosão com pressão interna

A influência da pressão interna no dano por erosão foi avaliada indiretamente pela relação entre as variáveis relativas à pressão, ao estado de tensões e à dureza do material. Os ensaios experimentais resultaram nas equações (5.6) e (5.7) que correlacionam indiretamente os efeitos da pressão interna com a dureza aparente do material. Desse modo, para cada modelo de erosão, foram atribuídos valores de dureza na superfície do material, resultantes da pressão interna considerada nos intervalos definidos pelas equações (5.6) e (5.7).

Para a pressão interna de 50 bar, utilizou-se a equação (5.6), que resultou em uma dureza de 171,5 HV. Este valor de dureza foi inserido na equação de OKA no modelo de erosão computacional. A Figura 43 ilustra os resultados obtidos para o modelo de erosão com pressão

interna de 50 bar, onde o resultado encontrado para a taxa máxima de erosão foi de  $6,96 \cdot 10^{-5} \text{ Kg.m}^{-2}.\text{s}^{-1}$ .

Figura 43. Localização da máxima taxa de erosão para o modelo com 171,5 HV – 50 bar.



Fonte: AUTOR, 2022.

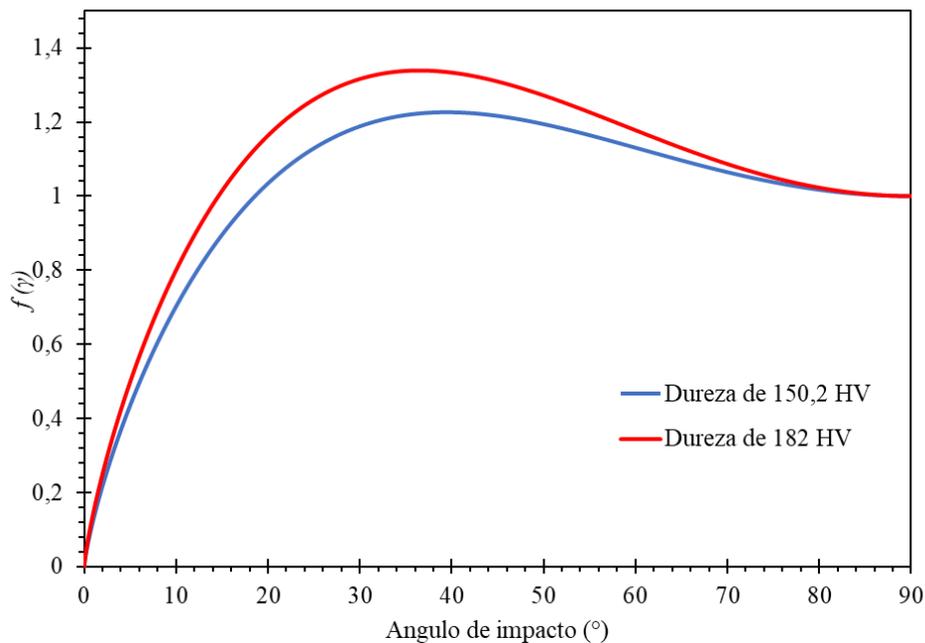
De modo qualitativo, o perfil de erosão para todos os modelos é virtualmente idêntico. Ou seja, as regiões de maior desgaste erosivo estão localizadas na porção final do raio da curvatura do *elbow*, especificamente nas regiões indicadas pelas Figura 42 e Figura 43. De fato, como a única diferença entre os modelos está na dureza do material, espera-se que o perfil de erosão permaneça intacto, visto que as condições para alterações do perfil de erosão ocorrem quando há alteração nas variáveis ligadas ao comportamento do fluido e dos cascalhos [DESALE et al., 2009; BABU et al., 2011; CLARK e BURMEISTER 1992; OKA et al., 2005]. No entanto, essa característica não é observada para o valor absoluto e a localização da máxima taxa de erosão em cada modelo.

A localização da máxima taxa de erosão é distinta de um modelo para outro. Visto que a única diferença entre os modelos é a dureza do material, a distinção entre a localização da máxima taxa de erosão pode ser explicado pela função do ângulo de impacto descrito pela equação (3.28).

$$f(\gamma) = (\sin\gamma)^{n_1} (1 + H_v(1 - \sin\gamma))^{n_2} \quad \text{Função ângulo de impacto – modelo de erosão OKA}$$

Da equação acima, os termos  $n_1$  e  $n_2$  são constantes,  $H_v$  representa a dureza do material em GPa e  $\gamma$  o ângulo de impacto dos cascalhos com as paredes da tubulação. As únicas variáveis são o ângulo de impacto e a dureza. Desse modo, é possível afirmar que diferentes valores de dureza em cada modelo alteram o valor final da equação do ângulo de impacto, e que a maximização da equação ocorre em diferentes ângulos de impacto para distintas durezas. De outra perspectiva, a Figura 44 ilustra os valores da função  $f(\gamma)$  em relação ao ângulo de impacto para distintas durezas: de 150,2 HV, que representa a pressão de 500 bar e 182 HV, que representa a dureza natural do material.

Figura 44. Função ângulo de impacto para distintas durezas.



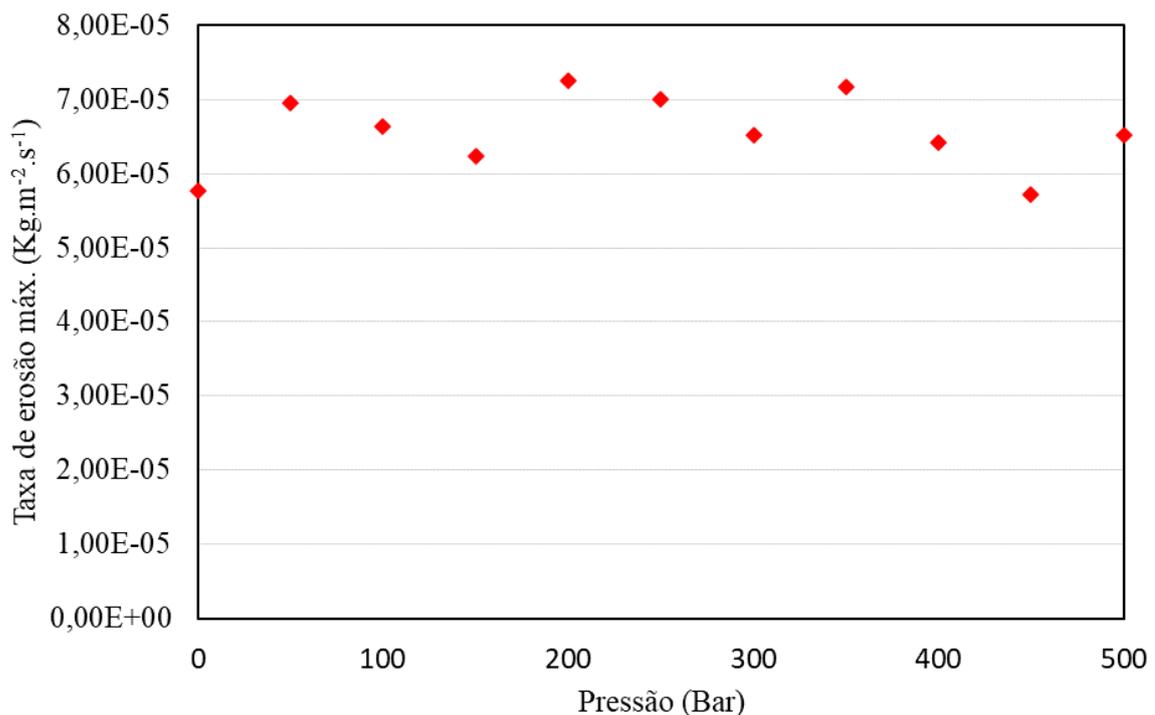
Fonte: AUTOR, 2022.

Com base no gráfico da figura acima, para uma dureza de 150,2 HV, a função  $f(\gamma)$  é maximizada a um ângulo de 39,43°. Para uma dureza de 182 HV, a função  $f(\gamma)$  é maximizada a um ângulo de 36,47°. Como as demais variáveis do modelo de erosão OKA permanecem constantes, somente o atributo da função ângulo de impacto influencia no cálculo da erosão. Sendo assim, isso explica a divergência entre os modelos a respeito da localização da taxa máxima de erosão, posto que, considerando o gráfico da Figura 44, alterando o valor da dureza, o ângulo de impacto que maximiza a erosão é alterado e, conseqüente, para aquele local onde ocorreu o máximo desgaste erosivo, o resultado pode ser alterado. Esta análise não é trivial,

visto que o local onde ocorre o máximo desgaste erosivo não depende somente do ângulo de impacto, e sim da velocidade, vazão mássica, concentração, tamanho e forma das partículas erosivas. Do mesmo modo, este comportamento da função ângulo de impacto pode explicar os distintos valores encontrados para cada modelo na taxa máxima de erosão. De fato, no modelo de OKA, os efeitos na erosão descrito pela dureza do material são modelados em termos do ângulo de impacto. No entendimento dos ensaios empíricos de OKA, a dureza é o parâmetro que descreve a ductilidade do material. Assim, a ductilidade foi descrita como um bom indicador para prever mecanismos de erosão associados à deformação plástica e mecanismos associados ao corte abrasivo por partículas [OKA, 2005]. Basicamente, a dureza do material modela o mecanismo de desgaste em que as partículas atuarão, sendo por deformação plástica ou por corte cisalhante. Desse modo, a dureza atua em conjunto com o ângulo de impacto das partículas e por isso é descrito pela equação (3.28).

Para os demais modelos de erosão com pressão interna, os resultados obtidos se encontram no apêndice deste trabalho, visto que, como anteriormente apresentado, o perfil de erosão para cada modelo é virtualmente idêntico. Desse modo, cabe tão somente analisar a taxa máxima de erosão para cada modelo, em razão de que este atributo é o parâmetro comparativo para este trabalho. Graficamente, os resultados de todos os modelos de erosão para a taxa máxima de erosão estão ilustrados Figura 45.

Figura 45. Variação da taxa máxima de erosão pela pressão interna.



Fonte: AUTOR, 2022.

Com base no gráfico da Figura 45, para todo intervalo de pressão analisado, que compreendeu de 0 bar até 500 bar, a taxa máxima de erosão resultante atingiu seu valor máximo em 200 bar, com uma dureza de 154,15 Hv e taxa de erosão em  $7,25 \cdot 10^{-5}$  [kg.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup>]. O valor mínimo encontrado foi em 450 bar, que resultou em uma dureza de 153,04 Hv e taxa máxima de erosão de  $5,71 \cdot 10^{-5}$  [kg.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup>]. A Tabela 10 sintetiza os resultados obtidos dentro do escopo principal do trabalho.

Tabela 10. Síntese dos resultados obtidos neste trabalho.

<b>Modelo</b>	<b>Pressão (bar)</b>	<b>Dureza (Hv)</b>	<b>Erosão máx. (kg.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup>)</b>
01	0	182,00	5,76 E-05
02	50	171,50	6,96 E-05
03	100	161,00	6,64 E-05
04	150	154,37	6,23 E-05
05	200	154,15	7,25 E-05
06	250	153,93	7,00 E-05
07	300	153,71	6,51 E-05
08	350	153,49	7,17 E-05
09	400	153,26	6,42 E-05
10	450	153,04	5,71 E-05
11	500	152,82	6,51 E-05
<b>Média</b>	-	-	<b>6,56 E-05</b>

Fonte: AUTOR, 2022

Conforme a Tabela 10, o valor médio da taxa de erosão máxima resultante de todos os modelos é  $6,56 \cdot 10^{-5}$  [kg.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup>], apresentando um desvio de  $7,8 \cdot 10^{-6}$  [kg.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup>] em relação ao valor mínimo encontrado em 450 bar e um desvio de  $7,6 \cdot 10^{-6}$  [kg.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup>] em face do valor máximo encontrado em 200 bar. Outrossim, o desvio padrão para os resultados obtidos da taxa máxima de erosão foi de  $4,96 \cdot 10^{-6}$  [kg.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup>].

Os resultados descritos pela Tabela 10, juntamente com o gráfico da Figura 45, demonstram que a relação entre os valores de pressão interna e taxa máxima de erosão exibem um comportamento caótico e não exibem correlação entre si. Como previamente exposto, a discrepância entre os valores pode ser decorrente da função ângulo de impacto inserida no modelo de OKA, onde os valores de dureza do material são contemplados. A dureza neste caso, atua como modelador do mecanismo de remoção de material pelo impacto das partículas, no

qual é fortemente influenciado pelo ângulo de impacto. Embora no trabalho de DIVAKAR et al. (2005) a dureza impactou fortemente no desgaste erosivo, a variação da dureza compreendida em seu estudo foi muito expressiva (182 HV – 334 HV), ao passo que neste trabalho a pressão interna alterou brandamente o valor de dureza. Ademais, em face da baixa variância observada nos resultados dos modelos de erosão, os valores podem estar dentro do erro inerente da modelagem CFD e do erro experimental no trabalho de OKA, que deu origem ao modelo utilizado na presente dissertação de mestrado [SUN e CAO, 2021].

## 6 CONCLUSÕES

Utilizando ensaios experimentais e simulação numérica, este trabalho avaliou de forma indireta a influência da pressão interna no dano por erosão em sistemas hidráulicos de sondas de perfuração de poços. As pressões internas consideradas compreendem um intervalo de 0 à 500 bar, resultando em taxa máxima de erosão média de  $6,56 \cdot 10^{-5}$  [kg.m<sup>-2</sup>.s<sup>-1</sup>].

A correlação entre as tensões e deformações resultantes do modelo CAE e do modelo experimental de flexão a 4 pontos foi considerada como uma premissa válida com base na teoria de Von Mises, onde estes fenômenos são estritamente ligados à termodinâmica, em especial pela lei de conservação de energia.

A utilização do dispositivo de flexão a 4 pontos se mostrou eficiente para avaliar a influência do estado de tensões superficiais na dureza do material. Com base nos resultados obtidos, constatou-se que a dureza decresceu de 182 HV para o valor de 153,5 HV em uma tensão superficial de 50 MPa, mantendo-se em um patamar médio de 153,14 HV para os demais valores de tensão aplicados. Este comportamento pode ser decorrente da inobservância do retorno elástico do material no final da endentação. De fato, com o material tensionado, o retorno elástico decorrente da retirada da carga na região endentada é impedido. Desse modo, a área endentada torna-se maior e conseqüentemente a dureza menor.

Os resultados obtidos com a utilização das técnicas de peneiramento / análise granulométrica e análise de imagens aplicadas neste estudo para a caracterização de cascalhos de perfuração de poços de petróleo, mostraram-se eficientes na determinação do tamanho e forma dos particulados utilizados nos modelos CFD. Com base na análise granulométrica, mais de 85% dos cascalhos apresentaram diâmetros menores que 1 mm e diâmetro médio de 0,42 mm. Ao mesmo tempo que, pela análise de imagens, o fator de arredondamento que descreve a forma das partículas, limitou-se no valor médio de 0,74.

Diante da alta velocidade de escoamento considerada para os modelos CFD, o regime de escoamento resultante para o fluido de perfuração descreveu um comportamento totalmente turbulento. Nessas condições, o modelo reológico utilizado foi o *Power Law API RP 13D*, resultando em uma viscosidade plástica de 28,5 cP e densidade no valor de 970 Kg.m<sup>-3</sup>.

Os valores de dureza encontrados, bem como as demais condições de contorno, foram inseridos nos modelos de erosão. Diante desses valores, foi observado que as zonas de maior desgaste erosivo estão localizadas na porção final do *elbow*, fato decorrente dos valores de densidade e viscosidade do fluido. Em relação a taxa máxima de erosão observado nos resultados dos modelos numéricos, os valores encontrados divergem inexpressivamente entre

si em cada modelo. Outrossim, a localização da taxa máxima em cada modelo foi discrepante. Estes resultados podem ser decorrentes da baixa variação da dureza em relação à pressão interna e devido a maximização da função ângulo de impacto para durezas distintas. Sendo assim, observou-se que as pressões internas consideradas nesse trabalho para um material API 5L X42 PSL1 não influenciaram de modo significativo no valor da taxa máxima de erosão. Ademais, em face da baixa variância observada, os valores podem estar dentro do erro inerente da modelagem CFD e do erro experimental no trabalho de OKA que deu origem ao modelo utilizado.

Dentro do escopo estabelecido por este trabalho, o entendimento obtido deixa claro que a pressão interna não é uma variável relevante na determinação do desgaste erosivo. Em linhas gerais, o trabalho em questão contribuiu para o melhor entendimento das variáveis ligadas ao fenômeno de erosão em componentes utilizados na indústria de perfuração de poços de petróleo, especialmente no que diz respeito a pressão interna em linhas hidráulicas de controle e segurança de poço. Ademais, os resultados obtidos neste trabalho podem ser utilizados como base para novos estudos, na indústria em geral, em sistemas hidráulicos submetidos à pressões internas e desgaste erosivo.

## 7 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Em face dos resultados obtidos neste trabalho, permanece as seguintes sugestões para trabalhos futuros:

- Determinar a influência da dureza no dano por erosão em materiais metálicos de alta dureza, em polímeros e materiais cerâmicos.
- Investigar a influência da pressão interna nas propriedades físicas do fluido e particulados, bem como nas condições de escoamento.
- Avaliar o impacto de tensões residuais no dano por erosão em materiais metálicos.
- Determinar a influência de variáveis relativas ao fluido e às partículas no dano por erosão em sistemas hidráulicos.
- Propor uma metodologia viável para avaliar experimentalmente a influência da pressão interna no dano por erosão.

## 8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT NBR ISO 6892-1. Materiais metálicos - Ensaio de Tração. Parte 1: Método de ensaio à temperatura ambiente. 2018.

ALBDIRY M.T., ALMENSORY M.F. Failure analysis of drill string in petroleum industry: a review. *Eng. Fail. Anal.* 65, 74–85. 2016.

ALLEGRE D. New Generation of Deepwater BOP Stacks. *Journees annuelles des hydrocarbures*. 2013.

ALMEIDA R. D. F. Avaliação de Fluidos de Perfuração de Base Aquosa Contendo Poliglicóis Modificados. 2010

ANSYS. Acesso em outubro de 2020 pelo link: <https://ansyshelp.ansys.com>.

API RP 13D: 1995. Recommended practice on the rheology and hydraulics of oil-well drilling fluids. American Petroleum Institute, 1220 L Street NW, Washington, DC 20005

ASKELAND D., FULAY P., WRIGHT, W. *The Science and Engineering of Materials*. [S.l.]: Cengage Learning, 2010. ISBN 9780495296027. Cited on page 22.

ASME B16.9. *Factory-Made Wrought Butt welding Fittings*. 2001.

ASME B36.10M. *Welded and Seamless Wrought Steel Pipe*. 2018.

ASTM E8/E8M. *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*. 2016.

ASTM E384 – 17. *Standard Test Method for Micro indentation Hardness of Materials*. 2017.

BABU P. S., BASU B., SUNDARARAJAN G. The influence of erodent hardness on the erosion behavior of detonation sprayed WC-12Co coatings. *Wear*, 270 (11–12) (2011), pp. 903-913.

BAKER R. Oil and Natural Gas: Offshore Operations. Encyclopedia of energy. 2004.

BASTIAN E. Microfluidics: Modelling, Mechanics and Mathematics. 2017, Pages 655-678.

BOURGOYNE A. T., CHENEVERT M. E., MILLHEIM K., YOUNG F. S. Applied Drilling Engineering, SPE, Richardson, Texas (1991).

BURNETT A., DE SILVA S., REED A. Comparison between sand blast and centripetal effect accelerator type erosion testers. 1994.

BYROM T. G. Casing and Liners for Drilling and Completion: design and application. Second Edition. 2015.

CNN JOURNAL. Obama on oil spill: Progress but 'job isn't done'. April 20, 2011.

Acesso em outubro de 2020 pelo link:

<http://edition.cnn.com/2011/POLITICS/04/20/obama.deepwater.anniversary/index.html>

CAENN R., GRAY R. Composition and Properties of Drilling and Completion Fluids. (Seventh Edition). Pages 151-244. 2017

CLARK H., BURMEISTER L. The influence of the squeeze film on particle impact velocities in erosion. Int. J. Impact Eng., 12 (No. 3) (1992), pp. 415-426

COMMITTEE. The Analysis Of Causes Of The Deepwater Horizon Explosion, Fire, And Oil Spill To Identify Measures To Prevent Similar Accidents In The Future. Macondo Well Deepwater horizon blowout. 2012

CONTROLGLOBAL. Acesso em outubro de 2020 pelo link:

<https://www.controlglobal.com/articles/2012/liptak-oil-gas-well-safety/>

DENG S., CHAO K., ALIREZA B. Rheological Properties of Clay-Based Drilling Fluids and Evaluation of Their Hole-Cleaning Performances in Horizontal Directional Drilling. 2020.

DESALE G.R., GANDHI B.K., JAIN S.C. Particle size effects on the slurry erosion of aluminum alloy (AA 6063) *Wear*, 266 (11–12) (2009), pp. 1066-1071.

DIVAKAR M., AGARWAL V. K., SINGH S. N. Effect of the material surface hardness on the erosion of AISI316. *Journal Wear*. 2005

DNV GL. Recommended Practice. Erosive wear in piping systems. 2007.

DNV GL. Recommended Practice. Managing sand production and erosion. 2015

DRILLINGFORMULAS. Acesso em outubro de 2020 pelo link:

<http://www.drillingformulas.com/category/stuck-pipe-2/page/6/>

ENGELS T., KOLOMENSKIY D., SCHNEIDER K., LEHMANN F. Bumblebee flight in turbulence: high resolution numerical simulations. 70TH ANNUAL MEETING OF THE APS DIVISION OF FLUID DYNAMICS. 2017

FINNIE I. Erosion of Surfaces by Solid Particles. *Wear*. 3. 87–103. 1960.

FINNIE I. Some observations on ductile metal erosion. *Wear Journal*. 1972.

GAHR K. Z. *Microstructure and Wear of Materials*. Elsevier, 1987. v - vi p. (Tribology Series, v. 10). ISSN 0167-8922. Cited on page 22.

GIRISH R. D., BHUPENDRA K. G., JAIN S. C. Particle size effects on the slurry erosion of aluminium alloy (AA 6063). *Wear Journal*. 2009.

GRACE D. R. *Blowout and Well Control Handbook*. Second edition. 2017.

GUO B., GEFEI L. *Applied Drilling Circulation Systems Hydraulics, Calculations and Models*. Pages 19-59. 2011.

HAMZAH R., STEPHENSON D. J., STRUTT J. E. Erosion of material used in petroleum production. *Wear*, v.186–187 part 2, p 493-496. 1995.

HORNUNG M. R. Kick Prevention, Detection, and Control: Planning and Training Guidelines for Drilling Deep High-Pressure Gas Wells, In: IADC/SPE Drilling Conference. Houston - Texas, 1990.

DRILLINGCONTRACTOR. Acesso em outubro de 2021 pelo link:

<https://www.drillingcontractor.org/stena-drilling-a-journey-from-zero-mpd-capability-to-fully-integrated-owned-and-operated-mpd-service-55417>.

HUANG Z., XIE D., HUANG X., LI G., XIE S. Analytical and experimental research on erosion wear law of drill pipe in gas drilling. *Engineering Failure Analysis*. 2017

HUSSAINOVA I., KÜBARSEPP J., PIRSO J. Mechanical Properties and Features of Erosion of Cermets. *Wear Journal*. 2001

HUTCHINGS I. M. *Tribology: friction and wear of engineering materials*. [S.l.]: Edward Arnold, 1992. (Metallurgy and materials science). Cited 2 times on pages 22 and 23.

JILLAVENKATESA A., DAPKUNAS S. J., LUM L. H. *Particle Size Characterization*. Gaithersburg: Nist, 2001. 167p.

LEE B. E., TU J. Y., FLETCHER C. A. J. On numerical modeling of particle-wall impaction in relation to erosion prediction: Eulerian versus Lagrangian method. *Wear Journal*. 2002.

LEVY A. V., CHIK P. The effects of erodent composition and shape on the erosion of steel. *Wear*, v. 89, p.151-162. 1983

LOSPA A. M., DUDU C., RIPEANU R. G., DINITA A. CFD Evaluation of sand erosion wear rate in pipe bends used in technological installations. 2019.

KUNZELMAN, M. Claims against BP contractors dismissed at trial. 2013

MARCAL P. V., FONG J.T., RAINSBERGER R. Finite Element Analysis of a Pipe Elbow Weldment Creep-Fracture Problem Using an Extremely Accurate 27-Node Tri-Quadratic Shell and Solid Element Formulation. *Procedia Engineering*. Vol. 130, 2015, Pages 1110-1120

MARESCHAL M. Microscopic Simulations of Complex Flows. 1989

MCNAMARA J. A Fluid Dynamics Approach to Planetesimal Formation. 2017

MCLAURY B. S. "Modeling erosion in chokes". Proceeding of ASME Fluids Eng. Summer Meeting. San Diego, California. 1996.

MOHAMMADI B., PIRONNEAU O. Analysis of the K-Epsilon Turbulence Model, John Wiley and Sons. 1994.

NEWTON D. E. Fracking: a reference handbook. Contemporary world issues. 2015.

NICOLLI D., SOARES C. B. P. Avaliação da dispersão do cascalho de perfuração lançado em águas profundas. T&N Petróleo, n. 15, p. 64–67, 2000.

OKA Y. I., YOSHIDA T. "Practical Estimation of Erosion Damage Caused by Solid Particle Impact, Part 2: Mechanical Properties of Materials Directly Associated With Erosion Damage". 15th International Conference on Wear of Materials. 259. 102-109. 2005.

PARSI M., NAJMI K., NAJAFIFARD F., HASSANI S., MCLAURY B. S., SHIRAZI S. A. A comprehensive review of solid particle erosion modeling for oil and gas wells and pipelines applications. Journal of Natural Gas Science and Engineering. Vol. 21. 2014.

PEREIRA M. S. Caracterização de cascalho e lama de perfuração ao longo do processo de controle de sólidos em sondas de petróleo e gás. [s.l.] Universidade Federal de Uberlândia, 2010.

PENTLAND, A. A method of measuring the angularity of sands. Acta Eng. Dom. Transaction of the Royal Society of Canada, v. 21, ser.3:xciii. 1927.

PETTINGILL H. S., WEIMER P. World-wide Deepwater Exploration and Production - Past, Present and Future. Offshore Technology Conference. Houston - Texas, USA. 2002.

PORTER D., POUQUET A., WOODWARD P. A numerical study of supersonic turbulence. Theoret. Comput. Fluid Dynamics, Vol. 4, pp.13-49, 1992.

QU R. T., ZHANG Z. J. Generalized energy failure criterion. Scientific reports. 2016.

ROBERT W. R., PHILIP J. P., ALAN T. M. Introduction to Fluid Mechanics. EIGHTH EDITION. 2011.

RONG K., HAIXIAO L. Probability model of predicting the sand erosion in elbows for annular flow. Wear Journal. 2019

SAFINA C. A sea in flames: the deepwater horizon oil blowout. 2016.

SANTOS O. L. A. Segurança de poço na perfuração. 1. Ed. Rio de Janeiro: Blucher, 2013.

SHAFIEE M., ELUSAKIN T., ENJEMA E. Subsea blowout preventer (BOP): Design, reliability, testing, deployment, and operation and maintenance challenges. Journal of Loss Prevention in the Process Industries. Vol. 66, 2020.

SHELDON G. L. Effects of surface hardness and other material properties on erosion of metals by solid particles. 1977.

SHELDON G. L. Similarities and differences in the erosion behavior of materials. ASME (1970), pp. 619-626.

SKALLE P. Pressure Control During Oil Well Drilling. 2011.

SLB. Acesso em outubro de 2020 pelo link:  
<https://www.slb.com/drilling/rigs-and-equipment/pressure-control-equipment/drilling-manifolds-and-chokes/choke-and-kill-manifolds>

SPE (SOCIETY OF PETROLEUM ENGINEERS). Subsea Completion and Intervention Riser Systems. 2018.

SPYROS A., KARAMANOS. Finite Element Analysis of the Mechanical Behavior of Mitered Steel Pipe Elbows under Bending and Pressure. 2016.

SUN B., FAN J., WEN D., CHEN Y. An experimental study of slurry erosion involving tensile stress for pressure pipe manifold. *Tribology International*. 2015.

SUN X. Y., CAO X. W. Impact of inter-particle collision on elbow erosion based on DSMC-CFD method. *Pet. Sci.* 18, 909–922. 2021.

TAVALLALI S. M., ZARE M. Planning the Drilling Rig Activities–Routing and Allocation. *Journal Computer Aided Chemical Engineering*. 2018.

TAWANCY M. H., ALHEMS M. L. Damage analysis of choke bean used in an oil–gas well. 2016

THOMAS J. E. Fundamentos de engenharia de Petróleo. 2a ed. Rio de Janeiro/ RJ: Interciência Ltda, 2001.

TIMOTHY L. B., MCLAURY M. S. Laser Doppler velocimeter measurements to characterize turbulence in a constriction with sharp and rounded inlets. 2002.

VERSPUI M. A., VELDEN P. V. D., WITH G. D., SLIKKERVEERB P. J. Angularity determination of abrasive powders. **Wear**, v. 199, p. 122-126. 1996.

VIEIRA R. E., MANSOURI A., MCLAURY B. S., SHIRAZI S. A. Experimental and computational study of erosion in elbows due to sand particles in air flow. *Powder Technol Journal*. 2016.

WENSHAN P., XUEWEN C. Numerical simulation of solid particle erosion in pipe bends for liquid–solid flow. *Powder Technology*. 2016

WENSHAN P., XUEWEN C., JIAN H., KUN X., YIN F., SHAOHUA X. Experiment and numerical simulation of sand particle erosion under slug flow condition in a horizontal pipe bend. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*. 2020.

WHITBY M.F., KOTRLA J.E. 20 KSI BOP stack development IADC/SPE Drilling Conference and Exhibition, pp. 1-4 Louisiana - USA.2010.

ZHANG Z., XIONG Y., YUN G., LIU L., WANG M., PENG G. Wellbore temperature distribution during circulation stage when well-kick occurs in a continuous formation from the bottom-hole, 2018. *Energy Journal*. Vol. 164, 2018, p 964-977.

## APÊNDICE

Afim de complementar os dados obtidos neste trabalho, nesta seção estão apresentados através de imagens os resultados das demais simulações CFD.

Figura 46. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 100 bar.

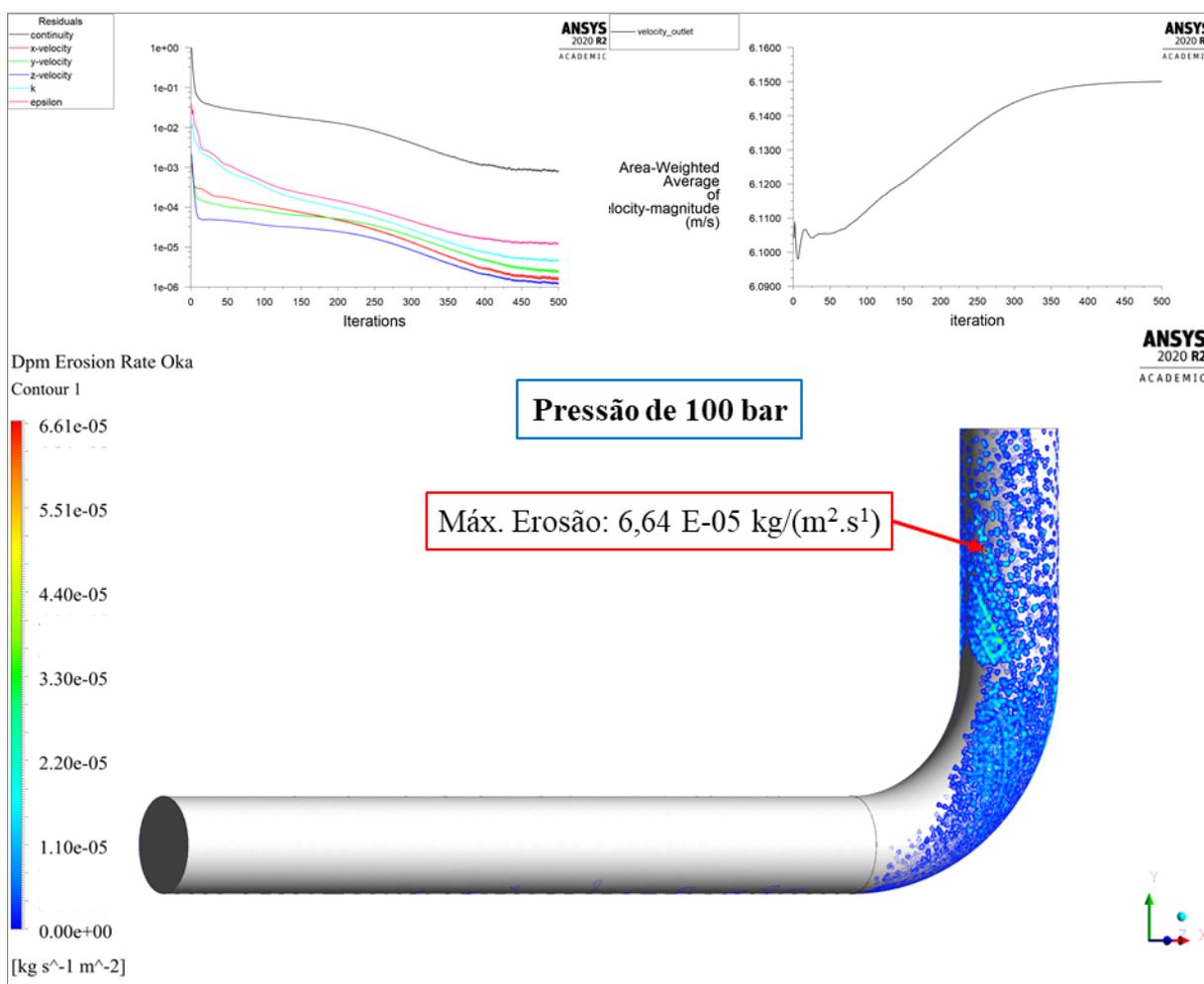


Figura 47. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 150 bar.

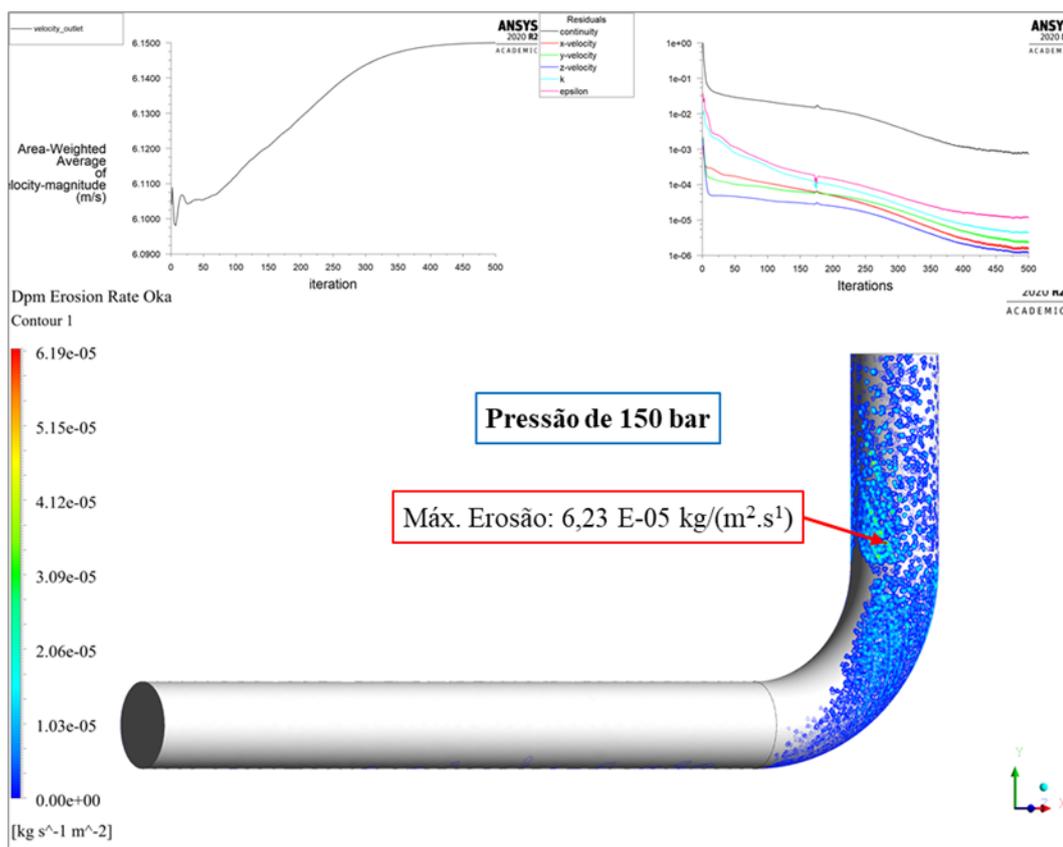


Figura 48. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 200 bar.

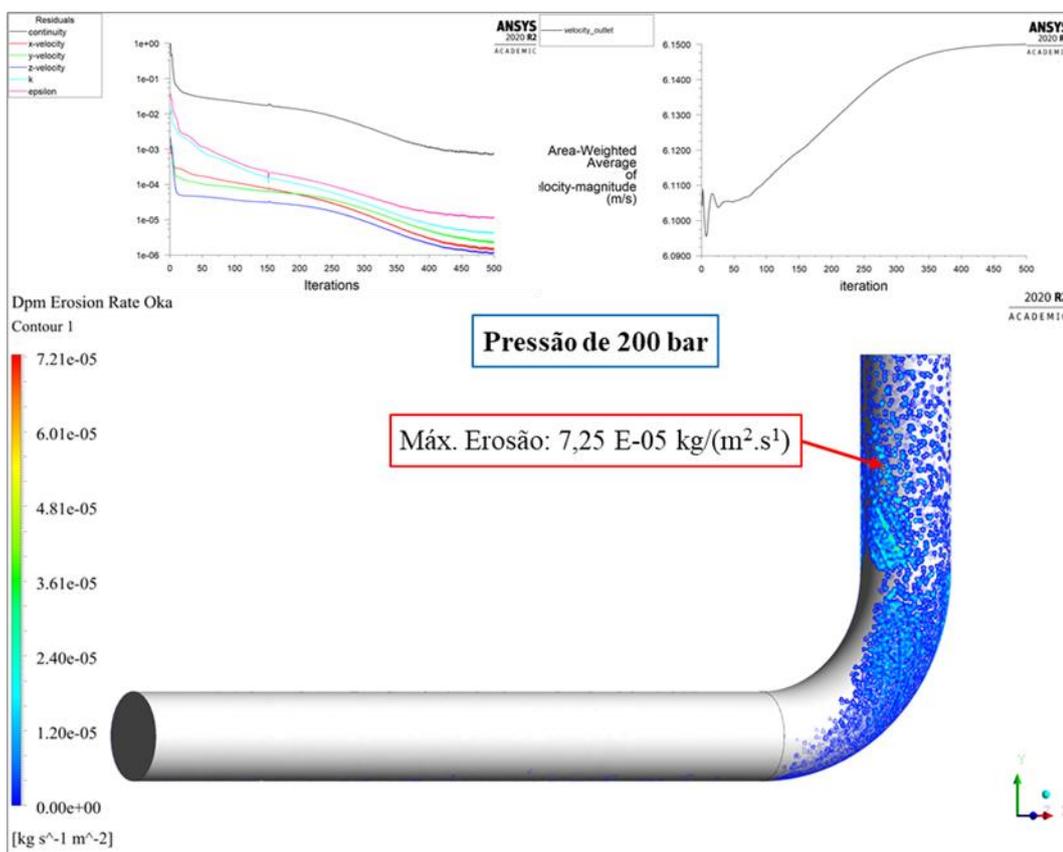


Figura 49. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 250 bar.

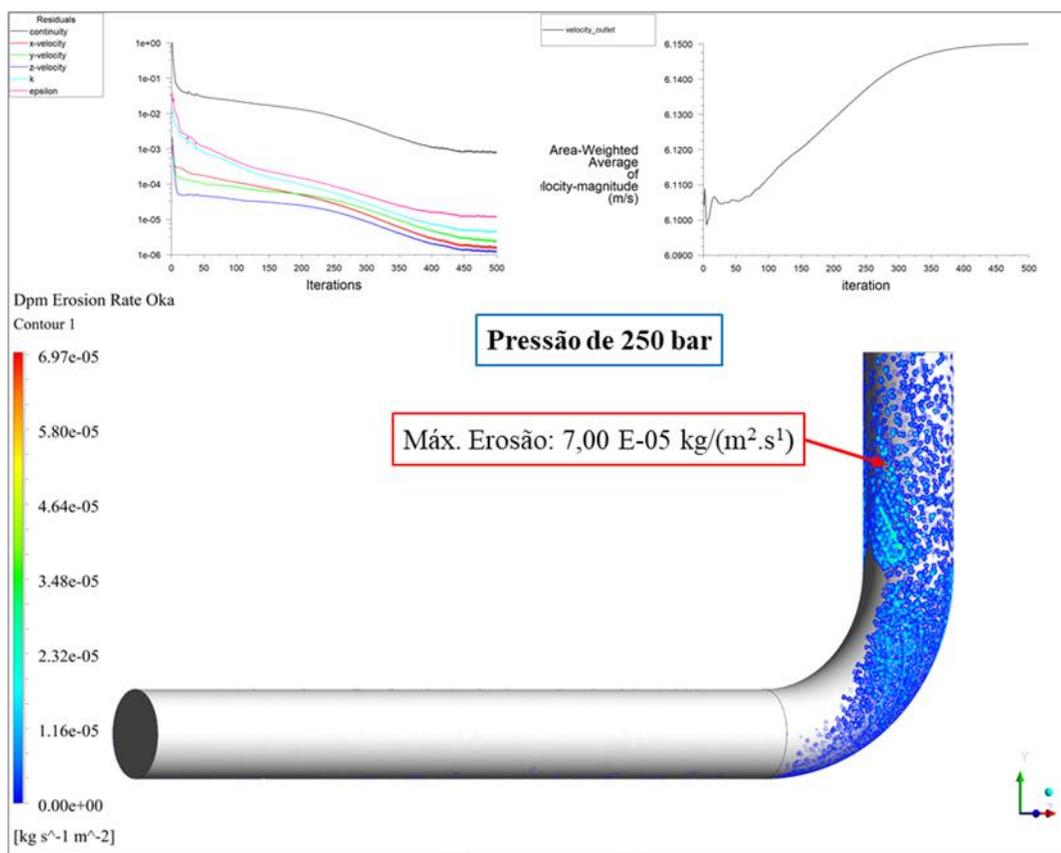


Figura 50. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 300 bar.

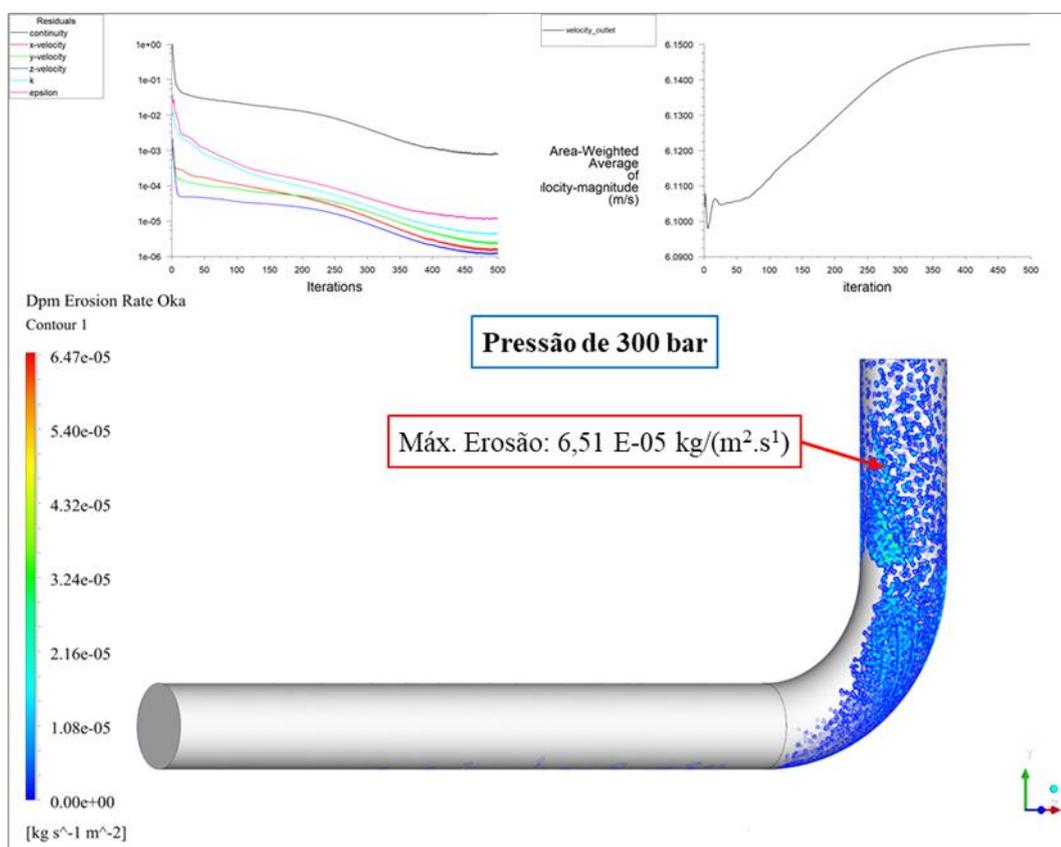


Figura 51. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 350 bar.

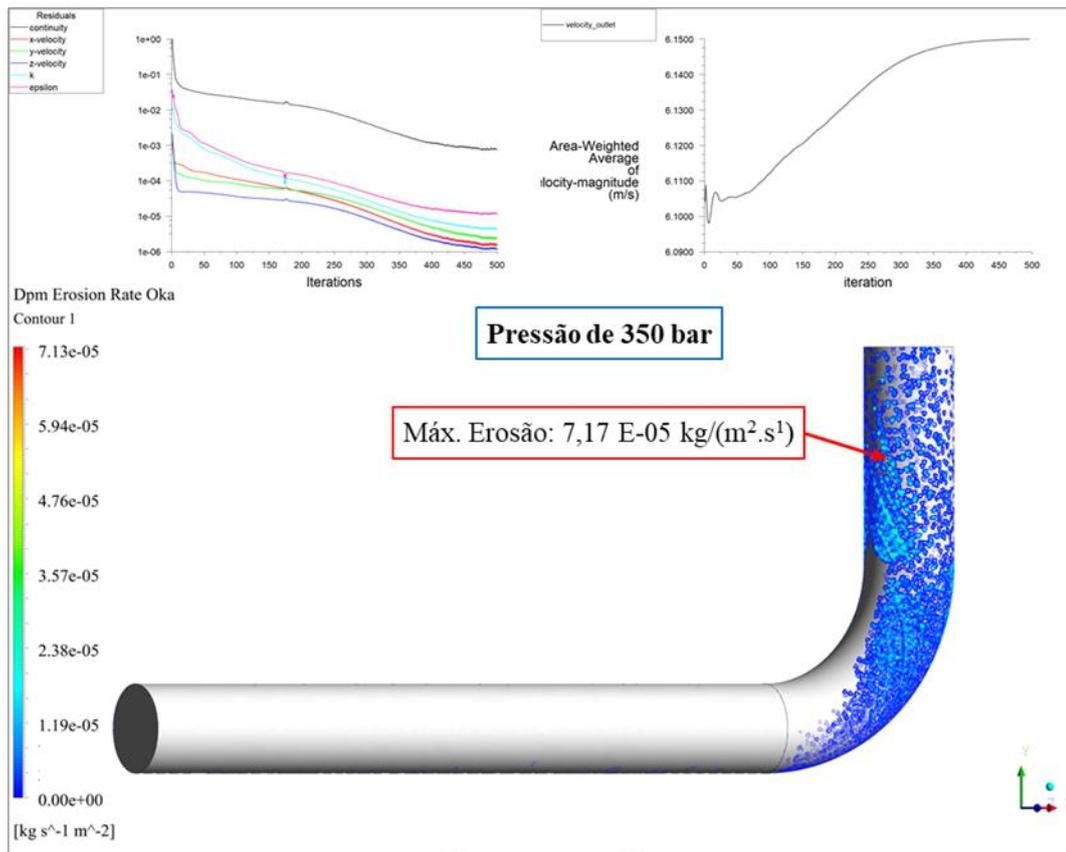


Figura 52. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 400 bar.

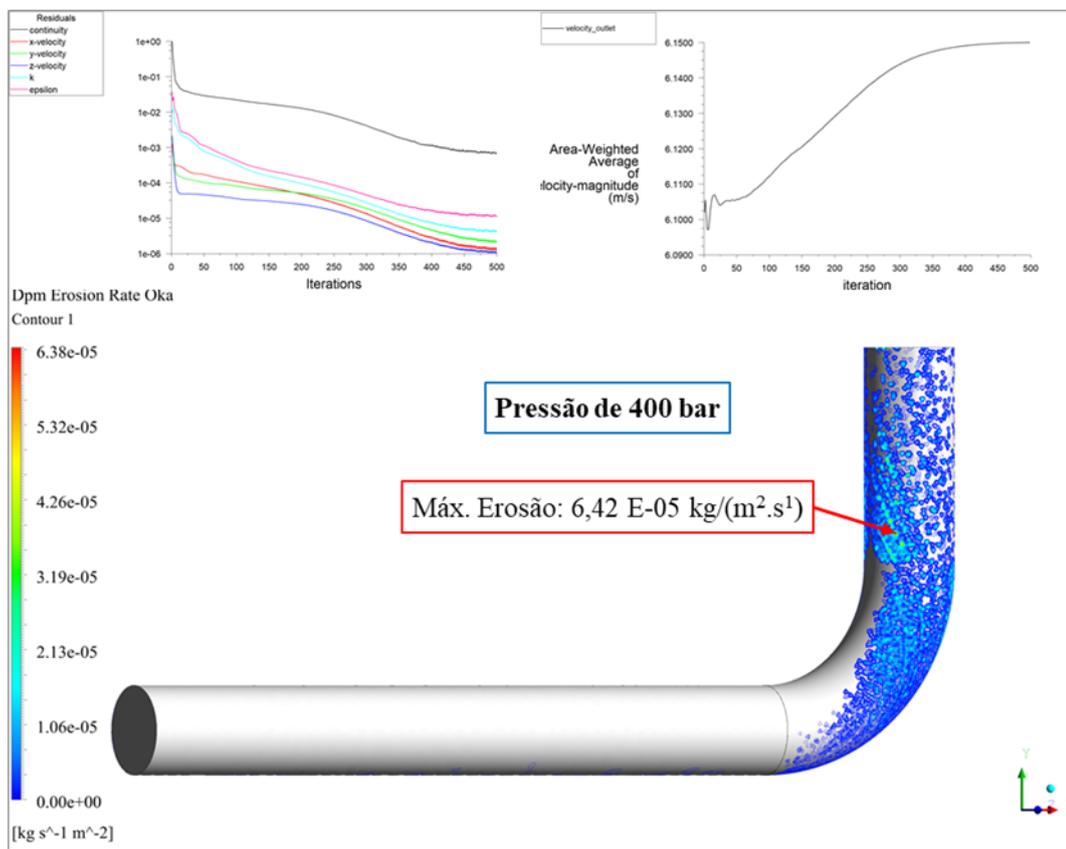


Figura 53. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 450 bar.

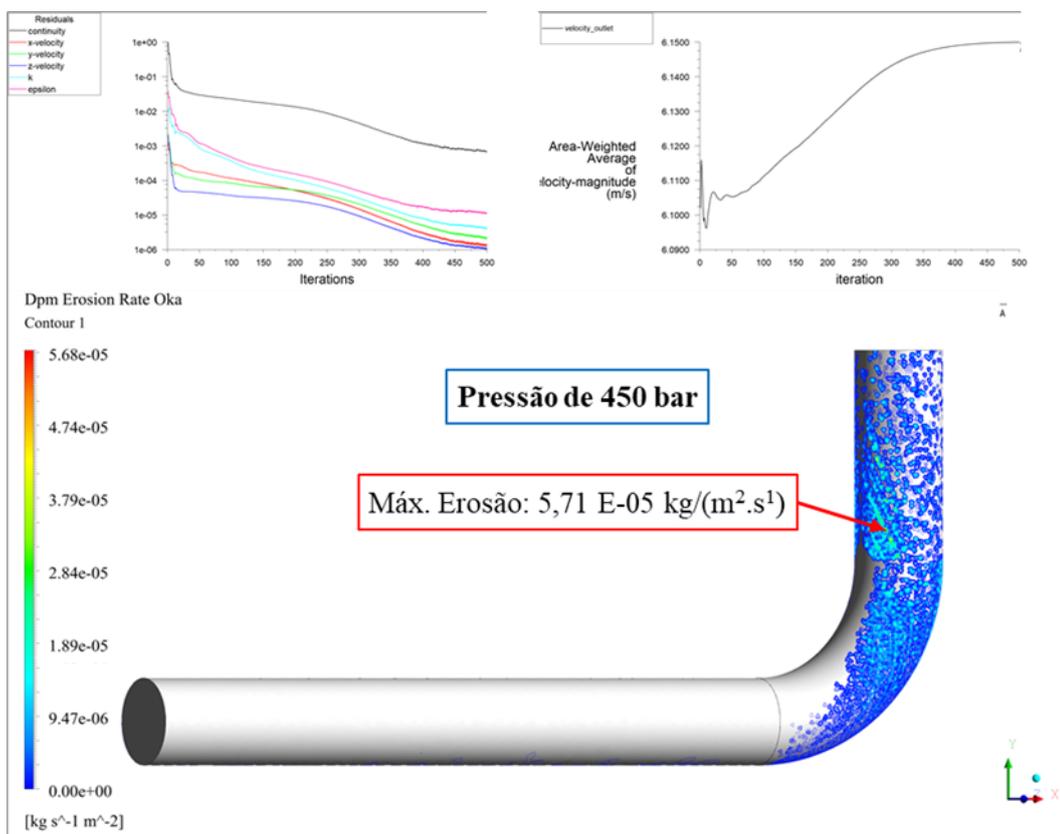


Figura 54. Resultados da simulação CFD com pressão interna de 500 bar.

