

Universidade Federal de Alagoas
Centro de Tecnologia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química

Mávyla Sandreya Correia Tenório

**Análise Fluidodinâmica de um Solo Marinho Jateado Empregando
Modelos Reológicos**

Maceió
2021

Mávyla Sandreya Correia Tenório

Análise Fluidodinâmica de um Solo Marinho Jateado Empregando Modelos Reológicos

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química da Universidade Federal de Alagoas como requisito para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Química.

Orientador: Prof. Dr. José Luís Gomes Marinho

Coorientador: Prof. Dr. João Paulo Lima Santos

Maceió

2021

Catálogo na fonte
Universidade Federal de Alagoas
Biblioteca Central
Divisão de Tratamento Técnico
Bibliotecária: Livia Silva dos Santos – CRB-4 – 1670

T295a Tenório, Mávylla Sandreya Correia.

Análise fluidodinâmica de um solo marinho jateado empregando modelos reológicos / Mávylla Sandreya Correia Tenório. – 2021.
150 f.:il.

Orientador: José Luís Gomes Marinho.

Coorientador: João Paulo Lima Santos.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Química) – Universidade Federal de Alagoas. Centro de Tecnologia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química. Maceió, 2021.

Bibliografia: f. 139-150

1. Poços de petróleo - Perfuração. 2. Solo marinho. 3. Reologia dos fluidos
4. Fluidodinâmica computacional. I. Título.

CDU: 62:622.276

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, de todo meu coração, por ter me cercado de amor e de cuidado, por ter me sustentado quando pensei estar sozinha e por ter colocado pessoas maravilhosas em minha vida. A cada dia que se passa e diante de tudo que já se concretizou em minha trajetória, eu posso guardar em mim uma única certeza: Deus é fiel.

Aos meus pais, Franklin e Márcia, por serem meus alicerces e por me incentivarem a buscar meus sonhos. Às minhas irmãs e melhores amigas, Kelly, Kariny e Mayara, por nunca me deixarem desanimar. Ao meu esposo, Émerson, meu fiel confidente, que está ao meu lado nos momentos felizes e que me presta total apoio ao segurar a minha mão nos momentos em que a vida não é tão generosa comigo. Aos meus pastores Alice Helma e José Marcos que sempre intercederam pela minha vida e que me recebem com tanto carinho.

Agradeço a Deus pela dádiva de ter convivido com voinha Iracema (*in memoriam*), que, mesmo sem ter escolaridade alguma, foi a pessoa mais inteligente e sábia que eu já conheci na minha vida. Ela é meu exemplo de coragem e minha inspiração. Ela me ensinou a enfrentar os advenços da vida, porque são eles os responsáveis pelo nosso amadurecimento.

Agradeço à minha amiga de infância, Thaíse, por ter me adotado como irmã e por sempre estar ao meu lado, mesmo que distante. Aos meus colegas de curso, em especial, ao Davisson, presente que a UFAL me deu e que está comigo desde a graduação. Ao Christiano e ao Anderson, que chegaram na minha vida mais recentemente, mas que possuem igual importância. Muito obrigada pelo suporte que vocês me deram durante a dissertação.

Agradeço à *instagrammer* @bybiabarboza, a Kirids pesquisadora mais desenrolada que eu conheço, que, ao compartilhar sua rotina, mostrou que não estamos sozinhos ao desbravar esse infinito oceano do conhecimento. Bia, muito obrigada pelos conselhos. A todos os professores que contribuíram para a minha formação acadêmica, em especial, aos professores e orientadores Luís Marinho e João Paulo Santos, que me acompanham desde a graduação e que atualmente prestaram a orientação necessária para o desenvolvimento deste trabalho, e ao professor Leonardo Oliveira, que me incentivou a ingressar no mestrado.

Agradeço à toda equipe do Projeto SEST-SOLOS, do Laboratório de Computação Científica e Visualização (LCCV - UFAL), que me prestou total assistência no desenvolvimento deste trabalho. À toda equipe de professores e técnicos do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Química (PPGEQ) e à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) pelo financiamento dado a esta pesquisa.

RESUMO

Com a exploração de campos petrolíferos marinhos, em regiões de águas ultraprofundas, a necessidade do uso de diferentes métodos de construção de poços tem se ampliado. A técnica de assentamento de revestimento condutor por jateamento é a mais utilizada para a fase de início de poço em tais condições. Neste cenário, nas camadas iniciais, onde o solo marinho está em contato com a água do mar, este material pode se apresentar sob o aspecto de lama fina, caracterizando um solo coesivo não-drenado, de baixa resistência ao cisalhamento e que pode ser considerado como um material de comportamento viscoplástico. Desta forma, a utilização da reologia dos fluidos para analisá-lo pode ser uma opção válida, sendo possível classificá-lo como um fluido de Herschel-Bulkley. Uma das alternativas para se entender o comportamento do solo durante o jateamento é o uso da modelagem computacional e simulação numérica, devido à acurácia desta técnica e ao seu custo de desenvolvimento, visto que as condições locais e orçamentárias nem sempre possibilitam estudos e análises experimentais mais complexas. Sendo assim, este trabalho teve como foco a modelagem computacional do jateamento do solo marinho, baseando-se a abordagem fluidodinâmica do solo. Para isto, utilizou-se o *software* de fluidodinâmica computacional (CFD – *Computational Fluid Dynamics*) SIMULIA XFLOW®, desenvolvido pela Dassault Systèmes, versão (2020). Primeiramente, este trabalho buscou investigar a deformação do solo marinho em resposta a um jato vertical incidente, utilizando a água do mar como fluido de perfuração. O perfil da cavidade formada pelo jato foi quantificado em termos de profundidade e largura, rastreando a posição da interface fluido-fluido ao longo do tempo de jateamento considerado. Isto foi possível graças ao método numérico do *software*, o LBM (*Lattice-Boltzmann Method*), que oferece um melhor suporte às simulações de escoamentos multifásicos se comparado aos métodos numéricos utilizados nos *softwares* de CFD convencionais, no que se diz respeito à modelagem da região de interface entre fluidos. Em seguida, análises paramétricas foram realizadas buscando-se entender a influência da velocidade do jato e do fluido de perfuração na deformação do solo em resposta ao jato incidente. Os resultados mostraram que o aumento da velocidade do jato proporcionou maiores profundidades e larguras à cavidade; a variação do fluido de perfuração não provocou diferenças significativas na cavidade escavada, exceto ao se considerar um fluido de perfuração de massa específica mais elevada, cujo jato deformou o solo em maiores profundidades em relação aos demais fluidos de perfuração. A fim de observar como se daria o jateamento do solo enquanto ocorre o assentamento do revestimento condutor, implementou-se uma broca no modelo analisado. A broca, a qual foi modelada conforme as informações disponíveis na literatura, não desempenhou uma boa performance para o jateamento, mesmo mediante a variação de rotação da broca e da vazão de fluidos, dado que houve o acúmulo demasiado de solo no anular interior ao condutor.

Palavras-chaves: Perfuração de poços; Solo Coesivo; Reologia dos Fluidos; Fluidodinâmica Computacional; Lattice-Boltzmann Method.

ABSTRACT

Due to the exploration of marine oil fields in ultradeep water regions, the need for different methods of well construction has increased. The technique of laying conductive casing by jetting is the most widely used for the well starting phase in such conditions. In this scenario, in initial layers, where the marine soil is in contact with seawater, this material can present itself as a fine mud, characterizing a cohesive non-drained soil, with low shear strength and that can be considered as a material with viscoplastic behavior. Thus, the use of fluid rheology to analyze it can be a valid option, and it is possible to classify it as a Herschel-Bulkley fluid. One of the alternatives to understand the behavior of the soil during jetting is the use of computational modeling and numerical simulation, due to the accuracy of this technique and its development cost, since the local and budgetary conditions do not always allow more complex studies and experimental analysis. Thus, this work focused on the computational modeling of the jetting of marine soil, based on the soil fluid dynamics approach. For this, the computational fluid dynamics (CFD) software SIMULIA XFLOW®, developed by Dassault Systèmes, version (2020), was used. Firstly, the present work sought to investigate the deformation of the seabed in response to an incident vertical jet, using seawater as the drilling fluid. The profile of the cavity formed by the jet was quantified in terms of depth and width by tracking the position of the fluid-fluid interface over the considered jetting time. This was made possible by the numerical method of the software, the LBM (Lattice-Boltzmann Method), which offers better support for multiphase flow simulations compared to the numerical methods used in conventional CFD softwares, regarding the modeling of the fluid interface region. Next, parametric analyses were performed seeking to understand the influence of jet velocity and drilling fluid on ground deformation in response to the incident jet. The results demonstrated that increasing the jet velocity provided greater depths and widths to the cavity; however, varying the drilling fluid did not cause significant differences in the excavated cavity, except when considering a drilling fluid of higher specific mass, whose jet deformed the soil at greater depths than the other drilling fluids. In order to observe how the jetting of the soil would occur while the conductive casing is being laid, a drill bit was implemented in the analyzed model. The drill bit was modeled according to the information available in the literature and did not perform adequately for jetting, even when varying the rotation of the drill bit and the fluid flow rate, since there was too much soil accumulation in the annulus inside the conductor.

Keywords: Drilling operation; Cohesive Soil; Fluid Rheology; Computational Fluid Dynamics; Lattice-Boltzmann Method.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Esquema de um poço de petróleo	19
Figura 2 – Esquema do BHA de jateamento com o revestimento condutor	20
Figura 3 – Processo de descida de revestimento condutor por jateamento	21
Figura 4 – Composição de um Fluido de Perfuração Típico: a) Fluido à Base de Óleo; b) Fluido à Base de Água	24
Figura 5 – Curvas real e aproximada da relação assentamento <i>versus</i> carregamento	32
Figura 6 – Comportamento de um solo coesivo ao ser aplicada uma tensão cisalhante superior à sua tensão limite de escoamento	33
Figura 7 – Atuação das forças sobre a superfície do fluido: a) o conceito de tensão em um meio contínuo; b) componentes da força e tensão sobre o elemento de área δA_x	35
Figura 8 – Notação para as tensões	36
Figura 9 – Desenvolvimento do perfil de velocidade de um fluido entre duas placas planas: a) Elemento fluido no instante t ; b) Elemento fluido deformado no instante $t + \delta t$	37
Figura 10 – Classificação reológica dos fluidos segundo Chhabra e Richardson (2011)	39
Figura 11 – Curvas de fluxo de alguns tipos de fluidos: A) pseudoplástico com limite de escoamento, B) binghamiano, C) pseudoplástico, D) newtoniano, E) dilatante	40
Figura 12 – Curvas de fluxo para uma série de óleos de silicone	41
Figura 13 – Testes oscilatórios com fluidos viscoelástico, newtoniano e um sólido ideal, Modelo de Kelvin-Voigt	43
Figura 14 – Testes oscilatórios com fluidos viscoelástico, newtoniano e um sólido ideal, Modelo de Maxwell	43
Figura 15 – Curvas de fluxo e de viscosidade representativas para fluidos de potência	45
Figura 16 – Curvas de fluxo e de viscosidade de fluidos pseudoplásticos	46
Figura 17 – Representação esquemática do comportamento dilatante	47
Figura 18 – Curvas de fluxo e de viscosidade para um fluido tixotrópico	50
Figura 19 – Interação interpartícula em dispersões tixotrópicas	51
Figura 20 – Curva de viscosidade <i>versus</i> tempo de um fluido tixotrópico	52
Figura 21 – Comparação entre as curvas de fluxo de fluidos tixotrópico e reopético	53
Figura 22 – Representação gráfica da modelagem reológica do solo e seu comportamento	55
Figura 23 – Comparação de parâmetros reológicos para suspensão de caulinita obtidos com os modelos de Bingham e de Herschel-Bulkley	56
Figura 24 – Informações de entrada necessárias para a modelagem do problema físico num <i>software</i> de CFD	58

Figura 25 – Escalas de Solução na Análise Fluidodinâmica	62
Figura 26 – Reticulado D3Q27	63
Figura 27 – Distribuição de partículas do nó central para os nós vizinhos	64
Figura 28 – Esquema representando o preenchimento das células e o escoamento entre os nós do reticulado	68
Figura 29 – Funções de interpolação f_1 e f_2	72
Figura 30 – Interação sólido-fluido: A) distância em relação à parede e cálculo da curvatura; B) Identificação dos nós do reticulado no processo de movimento da geometria	73
Figura 31 – Condição de contorno <i>Bounce-back</i>	74
Figura 32 – Esquema representando um escoamento bidimensional num reticulado D2Q9	74
Figura 33 – Fluxograma do desenvolvimento da modelagem em CFD no <i>software</i> XLFOW	77
Figura 34 – Dimensões a) dos domínios e b) dos cilindros que representam o condutor e o bocal ejetor, baseados na geometria de Gomes et al. (2020)	78
Figura 35 – Dimensões a) dos domínios considerados por Gomes et al. (2020) e b) do BHA de jateamento simplificado: coluna de perfuração broca e condutor; c) distância entre a broca e a base do condutor	83
Figura 36 – Desenvolvimento da broca: a) Parte do corpo da broca que foi modelado; b) diâmetros do encaixe na coluna de perfuração, da broca e dos bocais ejetores; c) inclinação dos bocais ejetores com a vertical	84
Figura 37 – Perfil de escavação da cavidade numa mistura argila-água formado por um jato vertical	86
Figura 38 – Comportamento do solo com 6s de jateamento e posição das <i>plot lines</i> ; em destaque, a interface fluido-fluido	87
Figura 39 – Perfil da cavidade escavada em fração volumétrica no plano XY	88
Figura 40 – Comportamento do jato e distribuição de viscosidade no solo ao sofrer deformação durante o jateamento no plano XY	89
Figura 41 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade a $v = 10$ m/s	91
Figura 42 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade a $v = 12$ m/s	92
Figura 43 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade a $v = 15$ m/s	93
Figura 44 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade a $v = 17$ m/s	94
Figura 45 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade a $v = 20$ m/s	95
Figura 46 – Gráfico de profundidade atingida ao longo do tempo variando-se a intensidade da velocidade do jato	97

Figura 47 – Gráfico de largura da cavidade medida a partir da <i>plot line 2</i> ao longo do tempo variando-se a velocidade do jato	98
Figura 48 – Gráfico de largura da cavidade medida a partir da <i>plot line 3</i> ao longo do tempo variando-se a velocidade do jato	99
Figura 49 – Gráfico de largura da cavidade medida a partir da <i>plot line 4</i> ao longo do tempo variando-se a velocidade do jato	100
Figura 50 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade no solo para $v = 12$ m/s após 12 s de jateamento	101
Figura 51 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade no solo para $v = 15$ m/s após 12 s de jateamento	102
Figura 52 – Gráfico de profundidade atingida ao longo do tempo variando-se a intensidade da velocidade do jato em 12 m/s e 15 m/s para 12 s de jateamento . . .	104
Figura 53 – Gráfico de largura da cavidade na <i>plot line 2</i> ao longo do tempo variando-se a intensidade da velocidade do jato em 12 m/s e 15 m/s para 12 s de jateamento	104
Figura 54 – Gráfico de largura da cavidade na <i>plot line 3</i> ao longo do tempo variando-se a intensidade da velocidade do jato em 12 m/s e 15 m/s para 12 s de jateamento	105
Figura 55 – Gráfico de largura da cavidade na <i>plot line 4</i> ao longo do tempo variando-se a intensidade da velocidade do jato em 12 m/s e 15 m/s para 12 s de jateamento	106
Figura 56 – Perfil da cavidade escavada para o fluido de perfuração FP 1 (água do mar) aos 6 segundos de jateamento	107
Figura 57 – Perfil da cavidade escavada para o fluido de perfuração FP 2 (GOMES, 2019) aos 6 segundos de jateamento	108
Figura 58 – Perfil da cavidade escavada para o fluido de perfuração FP 3 (SALAM et al., 2019) aos 6 segundos de jateamento	108
Figura 59 – Perfil da cavidade escavada para o fluido de perfuração FP 4 (SALAM et al., 2019) aos 6 segundos de jateamento	109
Figura 60 – Perfil da cavidade escavada para o fluido de perfuração FP 5 (WAGLE et al., 2018) aos 6 segundos de jateamento	109
Figura 61 – Profundidade atingida pelo jato ao longo do tempo variando-se o fluido de perfuração	110
Figura 62 – Largura da cavidade medida a partir da <i>plot line 2</i> ao longo do tempo variando-se o fluido de perfuração	111
Figura 63 – Largura da cavidade medida a partir da <i>plot line 3</i> ao longo do tempo variando-se o fluido de perfuração	112
Figura 64 – Largura da cavidade medida a partir da <i>plot line 4</i> ao longo do tempo variando-se o fluido de perfuração	112
Figura 65 – Distribuição da energia cinética específica no solo para o jato FP 1 (água do mar)	114

Figura 66 – Distribuição da energia cinética específica no solo para o jato FP 2 (GOMES, 2019)	115
Figura 67 – Distribuição da energia cinética específica no solo para o jato FP 3 (SALAM et al., 2019)	116
Figura 68 – Distribuição da energia cinética específica no solo para o jato FP 4 (SALAM et al., 2019)	117
Figura 69 – Distribuição da energia cinética específica no solo para o jato FP 4 (WAGLE et al., 2018)	118
Figura 70 – Visualização da secção transversal do comportamento do solo e do jato ao longo da profundidade no plano XY	119
Figura 71 – Visualização da secção transversal a partir dos planos: a) XY; b) YZ; c) arbitrário ao final dos 14 s de jateamento	120
Figura 72 – Profundidade atingida pelo jato na região central (eixo y) ao longo do tempo	121
Figura 73 – Visualização na direção do plano XZ ao longo do tempo a: a) 1,3 m de profundidade; b) 1,7 m de profundidade; c) 2 m de profundidade	122
Figura 74 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 60 RPM e vazão de fluido de 400 gpm	123
Figura 75 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 90 RPM e vazão de fluido de 400 gpm	124
Figura 76 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 60 RPM e vazão de fluido de 800 gpm	125
Figura 77 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 90 RPM e vazão de fluido de 800 gpm	126
Figura 78 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 60 RPM e vazão de fluido de 1000 gpm	127
Figura 79 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 90 RPM e vazão de fluido de 1000 gpm	128
Figura 80 – Profundidade atingida pelo jato na região central (eixo y) ao longo do tempo	129
Figura 81 – Profundidade atingida pelo jato na região periférica da cavidade longo do tempo variando-se a rotação transmitida à broca e a vazão de fluidos	130
Figura 82 – Visualização na direção plano XZ aos 6 s de jateamento para a rotação da broca de 60 RPM a 80 cm de profundidade abaixo da <i>mudline</i>	131
Figura 83 – Visualização na direção plano XZ aos 6 s de jateamento para a rotação da broca de 90 RPM a 80 cm de profundidade abaixo da <i>mudline</i>	132

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Funções e propriedades físicas dos fluidos de perfuração	25
Tabela 2 – Diâmetro das partículas do solo de acordo com a classificação granulométrica	29
Tabela 3 – Propriedades dos fluidos utilizados no modelo	79
Tabela 4 – Dados dos fluidos dos fluidos de perfuração	82

LISTA DE SÍMBOLOS

A_i	Área molhada entre duas células
A_x	Componente de área em x
A_y	Componente de área em y
A_z	Componente de área em z
\vec{a}	Aceleração das partículas
C_v	Concentração de sólidos
C_w	Constante do modelo de turbulência WALE
e	Número de Euler
\vec{e}_i	vetor de velocidades discretizado em LBM
f	Função de distribuição de probabilidade
f_i^{eq}	Função de distribuição de equilíbrio
\vec{F}	Força
g	Aceleração da gravidade
\vec{g}_{ij}	Tensor taxa de deformação no modelo de turbulência WALE
G	Módulo de Elasticidade para o cisalhamento
G_{ij}^d	tensor simétrico do quadrado do tensor gradiente de velocidade do modelo WALE
l	Distância infinitesimal entre dois pontos
m	Massa
Ma	Número de Mach
M	Matriz de transformação linear no LBM
\hat{n}	Vetor unitário normal á superfície do fluido
n	Índice de comportamento dos fluidos não-newtonianos
p	Pressão hidrostática

pH :	Potencial hidrogeniônico
P_c :	Carregamento crítico
P_u :	Carregamento último
\hat{S} :	Matriz de colisão diagonal no LBM
\vec{S}_{ij} :	Tensor taxa de deformação no modelo de turbulência WALE
t :	Tempo
\vec{u} :	Velocidade macroscópica do fluido no LBM
u_T :	Velocidade de atrito da película
u_p :	Velocidade característica do gradiente de pressão negativo da parede
\vec{U} :	Vetor velocidade
V_{celula} :	Volume de célula no método VoF
V_{fluido} :	Volume de fluido no método VoF
α :	fração volumétrica
$\dot{\gamma}$:	Taxa de deformação (ou de cisalhamento)
$\dot{\gamma}_{max}$:	Taxa de deformação máxima da mola
$\bar{\bar{\gamma}}$:	Tensor taxa de deformação
δ_{ij} :	Delta de Kronecker
δ :	Ângulo de mudança de fase
ε :	Nível de preenchimento da célula
ξ :	Velocidade microscópica da partícula
η :	Coefficiente de viscosidade
η_0 :	Viscosidade limite
η_a :	Viscosidade aparente do fluido não-newtoniano
ν_t :	Viscosidade turbulenta do modelo WALE
κ :	Índice de consistência
λ :	Tempo de relaxação

μ :	Momento da função de distribuição de probabilidade
ν :	Coefficiente de Poisson
ρ :	Massa específica
σ_n :	Tensão normal ao plano
$\bar{\sigma}$:	Tensor tensão normal ao plano
τ :	Tensão de cisalhamento
τ_0 :	Tensão limite de escoamento
τ_f :	Tensão de cisalhamento final de repouso
τ_i :	Tensão de cisalhamento inicial de repouso
τ_n :	Tensão tangencial
τ_w :	Tensão de cisalhamento turbulenta na parede
Φ :	Diâmetro do grão
Φ_i :	Termo de fluxo entre células vizinhas no método VoF
ω :	Velocidade angular
$\Omega(f)$:	Operador de colisão da equação contínua de Boltzmann
Ω^{SRT} :	Operador de colisão LBM <i>Single Relaxation Time</i>
Ω^{MRT} :	Operador de colisão LBM <i>Multiple Relaxation Time</i>

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	14
1.1	Objetivos	16
1.1.1	Objetivo geral	16
1.1.2	Objetivos específicos	16
2	REVISÃO DE LITERATURA	17
2.1	Perfuração de Poços de Petróleo	17
2.1.1	Assentamento de revestimento condutor por jateamento	20
2.2	Fluidos de Perfuração	23
2.3	O Conceito de Solo em Projetos de Engenharia	27
2.3.1	Análise do comportamento de solos por meio de modelos constitutivos	30
2.4	Reologia dos Fluidos	34
2.4.1	A lei da viscosidade de Newton	34
2.4.2	Classificação reológica dos fluidos	39
2.4.2.1	Fluidos newtonianos	40
2.4.2.2	Fluidos não-newtonianos	41
2.4.3	Estudo do comportamento reológico dos solos argilosos como um material viscoplástico	54
2.5	Fluidodinâmica Computacional	57
2.6	Ferramenta Computacional	59
2.7	Formulação Matemática	60
2.7.1	A equação de transporte de Boltzmann	60
2.7.2	Método numérico	61
2.7.2.1	O método Lattice Boltzmann	61
2.7.3	Modelagem fluidodinâmica	67
2.7.3.1	Modelagem de escoamento multifásico	67
2.7.3.2	Modelo de turbulência	69
2.7.3.3	Modelagem da camada limite	71
2.7.4	Condições de contorno	73
2.7.4.1	Condição de contorno <i>Bounce-Back</i>	73
2.7.4.2	Condição de contorno de pressão e velocidade de Zou e He (1997)	74
2.7.5	Modelagem do solo	76
3	METODOLOGIA	77
3.1	Geometria e Descrição dos Domínios	77

3.2	Propriedades dos Fluidos	79
3.3	Modelagem Matemática Proposta	80
3.3.1	Hipóteses de simplificação	80
3.3.1.1	Propriedades constantes no solo	80
3.3.1.2	Ausência de reações químicas	80
3.3.1.3	Condições de contorno	80
3.4	Casos Analisados	81
3.4.1	Velocidade do jato	81
3.4.2	Fluido de perfuração	81
3.4.3	Estudo da broca no jateamento do solo marinho	82
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	86
4.1	Análise do Modelo de Solo Proposto	86
4.2	Influência da Velocidade do Jato	90
4.3	Influência do Fluido de Perfuração	106
4.4	Estudo do Modelo Simplificado de Broca e sua Influência na Escavação do Solo Marinho	119
5	CONCLUSÕES	134
5.1	Sugestões para Trabalhos Futuros	135
	REFERÊNCIAS	137

1 INTRODUÇÃO

Com o passar do tempo, a demanda energética por derivados do petróleo tem sido crescente. De acordo com a Empresa de Pesquisa Energética (2018) (EPE), o petróleo e seus derivados correspondem a 32% da matriz energética mundial. Os dados se referem ao panorama mais atual (ano base 2016, publicados em 2018) divulgados pela International Energy Agency (2019) (IEA). No Brasil, este dado corresponde a 36,4% de acordo com o Balanço Energético Nacional (BNE) no mesmo ano. Ainda segundo a IEA, a produção brasileira de petróleo deve crescer a médio e longo prazo, alcançando os 3,9 mb/dia em 2024 e ultrapassando os 5 mb/d em 2040.

Devido a este advento, é preciso superar os desafios e explorar ambientes cada vez mais remotos, visto que as reservas de mais fácil acesso têm sido depletadas. Assim, surge a necessidade de aprimoramento de técnicas mais avançadas para a extração de petróleo que se encontra em reservas economicamente viáveis. Ao avançar para ambientes *offshore* com lâminas d'água que alcançam profundidades de milhares de metros, e levando-se em conta a viabilidade econômica dos projetos, novos métodos de perfuração de poços têm sido adotados. Para o estudo e o desenvolvimento destes procedimentos, faz-se necessária a interdisciplinaridade entre áreas como a Reologia, a Mecânica dos Solos e a Engenharia de Poço. A Reologia é ciência que estuda como a matéria se deforma, ou escoar, ao longo do tempo quando é submetida a esforços advindos de forças externas. A Mecânica dos Solos estuda as características físicas dos solos e as suas propriedades mecânicas (equilíbrio e deformação) quando submetido a acréscimos ou alívio de tensões. A Engenharia de Poço, por sua vez, é responsável por analisar a estabilidade do poço e projetá-lo desde a perfuração à sua completação e as fases de operações subsequentes.

Em se tratando da fase de início de poço, algumas técnicas têm sido desenvolvidas ao longo do tempo, em decorrência o avanço da exploração para locais de difícil acesso. Na exploração *onshore*, por exemplo, tratando-se de um solo mais consolidado, pode-se optar por perfurar o poço de maneira convencional, através do método rotativo. Nestes casos, o condutor é cimentado (SOUZA et al., 2019). Outra maneira de se iniciar o poço é assentando o condutor por cravação. Esta técnica assemelha-se ao processo de cravamento por estacas na construção civil. A cravação é comum também em perfurações *offshore*, em locais onde o solo ainda apresenta uma boa resistência estrutural, como em águas rasas ou profundas (NOGUEIRA et al., 2005). Ao avançar ainda mais a lâmina d'água, alcançando as regiões de águas ultraprofundas, opta-se pela técnica de assentamento do condutor por jateamento (AKERS, 2008). Nestas regiões, o solo é composto, majoritariamente, por partículas de tamanho argila, tão diminutas que se aderem firmemente umas às outras, sendo um material de baixa permeabilidade. Portanto, uma vez que a água (ou qualquer outro fluido) consiga percolar seus poros, dificilmente conseguirá

ser drenada e, com isso, tem-se o que na Mecânica dos Solos é denominado de solo coesivo não-drenado.

A mecânica envolvida na escavação do solo por jateamento é de modelagem bastante complexa, dado que na operação, enquanto o condutor é assentado, o solo é submetido a grandes deformações mediante a ação do jato incidente (MENG et al., 2016; GOMES et al., 2020). Desta forma, uma das alternativas é aproximar a modelagem deste material por uma abordagem fluida, podendo ser uma alternativa pertinente na predição do comportamento do solo mediante grandes deformações nas primeiras etapas do jateamento, enquanto a cavidade no solo é escavada e o condutor está em processo de assentamento. Neste caso, admite-se que um solo coesivo não-drenado possui o aspecto de lama, isto é, que ele possui o comportamento de uma massa fluida de resistência ao cisalhamento reduzida e que apresenta um comportamento viscoplástico, podendo, assim, ser considerado como um fluido altamente viscoso (ZHU; RANDOLPH, 2011; BOUKPETI et al., 2012).

Dentre as etapas que antecedem a execução de um projeto de início de poço, tais como a escavação do solo por jateamento, está a pesquisa experimental. No que se diz respeito a ambientes *offshore* de águas profundas e ultraprofundas, o estudo local envolve uma série de fatores que pode tornar este processo oneroso e demorado por se tratar de regiões remotas. Com isto, a execução de experimentos em locais como estes seria algo praticamente inviável. Neste quesito, a modelagem matemática e a simulação numérica computacional são de fundamental importância nas etapas que antecedem a perfuração propriamente dita. Estas técnicas podem ajudar a prever a viabilidade de um projeto, contribuindo para as tomadas de decisão.

Em problemas de engenharia, frequentemente, deseja-se descrever ou modelar o comportamento de um sistema ou o fenômeno que ocorre nele. Em termos matemáticos, esta descrição inicia-se com a identificação de variáveis responsáveis pela mudança do sistema e com um conjunto de hipóteses razoáveis acerca dele (ZILL; CULLEN, 2008). O modelo proposto é, então, submetido a simulações numéricas computacionais para a avaliação das variáveis de interesse. O emprego de técnicas computacionais, como a CFD (*Computational Fluid Dynamics*), vem sendo amplamente difundido para solucionar problemas em engenharia (DATE, 2005). Isto ocorre por se tratar de métodos de pesquisa de relativo baixo custo econômico, se comparado aos valores astronômicos que envolvem o processo de P&D na indústria do petróleo, e porque apresenta resultados que podem vir a ser próximos ao da realidade do sistema em análise, além de auxiliar na redução de tempo no desenvolvimento dos projetos.

Apesar de o jateamento ser uma técnica de início de poço bastante difundida em ambiente *offshore*, até o momento, poucos são os trabalhos encontrados na literatura que se propõem a analisar o comportamento do solo marinho em resposta às deformações provocadas pelos jatos incidentes. Neste contexto, o estudo da deformação de um solo marinho é de fundamental importância no projeto de início de poço, visto que o jateamento é uma operação que perturba as propriedades estruturais do solo e deformações demasiadamente altas não são interessantes

para a operação, pois isto pode levar à perda do poço ao prejudicar o restabelecimento do atrito friccional entre a parede externa do condutor e o solo, necessária para a fixação do revestimento (AKERS, 2008). Sendo assim, a análise de aspectos operacionais é de fundamental importância para manter o controle na deformação do solo, no que se diz respeito à cavidade escavada, provocada pelo cisalhamento advindo jatos.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo geral

Estudar o comportamento da camada inicial do solo marinho, considerando-o como um fluido altamente viscoso, sob a influência de um jato de fluido de perfuração incidente na perspectiva da fluidodinâmica computacional.

1.1.2 Objetivos específicos

- ★ Estudar a influência da velocidade de um jato vertical na deformação do solo;
- ★ Observar a deformação do solo variando-se o fluido de perfuração utilizado;
- ★ Realizar um estudo mais realista do processo de jateamento, ao implementar um modelo de broca aproximado, modelado a partir de informações encontradas na literatura. Nesta etapa, é analisado o comportamento do solo mediante o assentamento do revestimento condutor.

2 REVISÃO DE LITERATURA

Nesta seção, serão apresentados alguns conceitos, dentre eles, um breve entendimento sobre a perfuração de poços de petróleo, dando maior enfoque à fase de início de poço em operações de assentamento de revestimento condutor por jateamento. Em seguida, serão abordados conceitos sobre os fluidos de perfuração e sobre as características do jato. Posteriormente, entrará em contexto o conceito de solo em engenharia, sob a abordagem da Mecânica dos Solos. Este capítulo contempla os fundamentos da reologia dos fluidos, mostrando alguns dos principais modelos reológicos encontrados na literatura e qual deles melhor descreve o comportamento do solo marinho. Serão apresentados alguns conceitos referentes à Fluidodinâmica Computacional, além de informações a respeito da ferramenta computacional utilizada na modelagem e na simulação numérica deste trabalho. Por fim, são abordados os conhecimentos acerca dos modelos matemáticos utilizados na formulação matemática do modelo proposto e do método numérico utilizado pelo *software*.

2.1 Perfuração de Poços de Petróleo

Os fluidos que outrora estavam aprisionados na rocha-reservatório serão transportados para as unidades de produção por meio de um poço. Desta forma, pode-se definir "poço" como sendo via de acesso que conecta o objetivo (reservatório de petróleo) à superfície de forma segura, ou seja, evitando o vazamento dos fluidos produzidos no ambiente em derredor (COLOMBO, 2018).

A perfuração de poços é uma técnica muito antiga, os primeiros registros foram encontrados na China, por volta de 256 a.C. Nesta época, os chineses perfuravam os poços em terra — para a captação de água, gás ou sal —, chegando a alcançar centenas de pés de profundidade (ALMEIDA, 1977). Na era contemporânea, o primeiro poço de petróleo foi perfurado pelo Coronel Drake, em meados do século 19, mais precisamente datado em 1859, em Titusville, no estado americano da Pensilvânia.

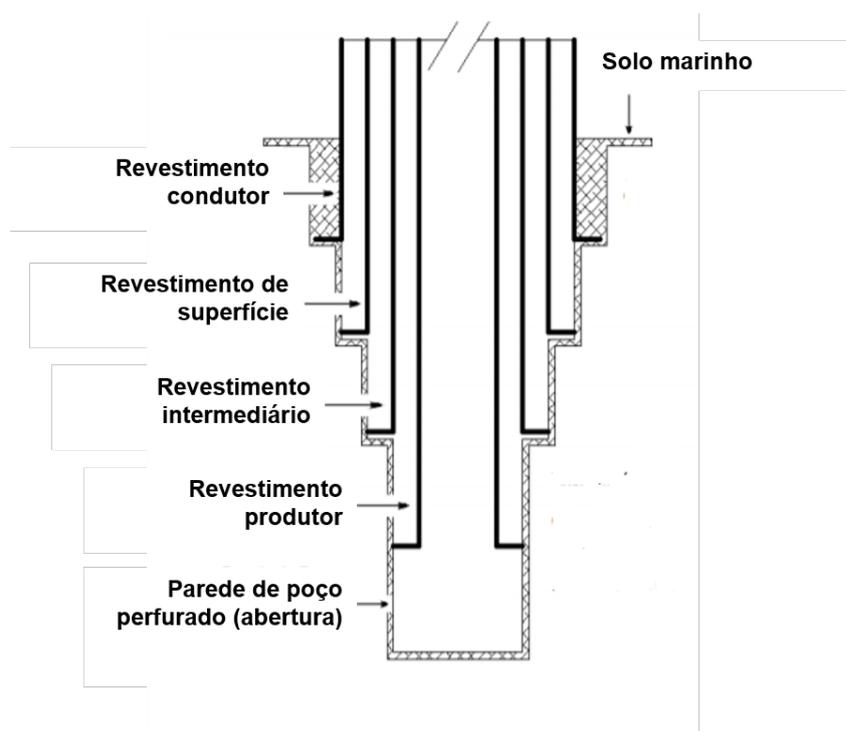
Os poços, nesta época, eram perfurados pelo método percussivo, que consistia num golpeamento da formação com trépano ou broca em forma de cinzel (CHIPINDU, 2010). Quando a rocha presente no fundo do poço tinha sido desintegrada, os cascalhos eram removidos descendo-se um tubo cilíndrico longo no poço e o fluido de perfuração utilizado era a água (AZAR; SAMUEL, 2007). Com este método, era possível atingir cerca de 23 m de profundidade e conseguia-se extrair, aproximadamente, 19 barris/dia de petróleo (ROYAL FIC, 2017). O método percussivo foi utilizado até a década de 1930 para atingir profundidades de até 7500 pés (aproximadamente 2286 m) (AZAR; SAMUEL, 2007).

Ainda em ambiente *onshore* e com intuito de alcançar maiores profundidades, surgiu o método rotativo. As primeiras sondas de perfuração rotativas foram inseridas em campo por volta dos anos 1890 (AZAR; SAMUEL, 2007). Na perfuração rotativa, as rochas são perfuradas pela rotação e peso sobre a broca existentes na extremidade da coluna de perfuração, chamado de *Bottom Hole Assembly* (BHA), que possui em sua composição os equipamentos de leitura e transmissão de dados de fundo de poço. Esta coluna consiste em comandos (tubos de paredes grossas) e tubos de perfuração (tubos de paredes finas) (ESTEU, 2014). No método rotativo, a remoção dos cascalhos é realizada de forma contínua por meio do fluido de perfuração, que é injetado para o interior da coluna de perfuração por bombas através da cabeça de injeção (*swivel*) (THOMAS, 2001). Este fluido retorna para a superfície pelo espaço anular formado entre as paredes do poço e da coluna de perfuração.

Alguns procedimentos nas etapas da perfuração podem variar a depender da localização do poço, ou seja, se ele está sendo perfurado em ambiente *onshore* ou *offshore*. Dentre estas etapas, está a fase de início de poço. É nesta fase que o revestimento condutor do poço é instalado. Este, por sua vez, é um revestimento estrutural, o primeiro a ser instalado. Tal componente é responsável por evitar a ruptura e a fratura hidráulica dos solos superiores e fornecer a contenção lateral (SOUZA et al., 2019), além de ser a base para fixar os demais revestimentos das seguintes fases da perfuração e os equipamentos de cabeça de poço, sustentando todo peso dos aparatos utilizados acima dele (AKERS, 2008; MALOUF, 2013; MEDEIROS; SANTOS, 2015).

A fase seguinte à descida do revestimento condutor é a instalação do revestimento de superfície. Este revestimento tem como função proteger as zonas de água e prevenir o desmoronamento de formações não-consolidadas, auxiliando, também, na sustentação dos equipamentos de segurança de cabeça de poço. O revestimento de superfície é cimentado em toda sua extensão para evitar a flambagem devido ao peso dos outros equipamentos. O próximo revestimento é o intermediário que, dentre suas funções, responsável por isolar zonas de alta ou de baixa pressão e zonas de perda de circulação. Este, por sua vez, é comumente cimentado apenas na parte inferior. O quarto revestimento é o de produção, cuja finalidade é permitir a produção do poço, além de suportar suas paredes e possibilitar o isolamento entre muitos intervalos produtores. Salienta-se que seu uso depende da ocorrência de zonas de interesse. O próximo é o *liner*, uma coluna de revestimento descida e cimentada que cobre somente a parte inferior do poço aberto (FREITAS, 2007). A Figura 1 mostra um esquema simplificado de um poço de petróleo com os revestimentos instalados. Após a perfuração, o poço passará pela fase de completação: será equipado para a produção, na qual serão instalados todos os aparatos que irão permitir a operação com segurança.

Figura 1 – Esquema de um poço de petróleo



Fonte: Modificado de Souza et al. (2019)

Em operações terrestres, normalmente, o revestimento condutor pode ser instalado de maneira convencional, na qual ele é cimentado. Neste método, o poço é pré-perfurado e depois o condutor é instalado, aprofundando-se no solo por ação do peso próprio. O espaço anular vazio entre o solo e o revestimento é cimentado a fim de se garantir a estabilidade da fundação (SOUZA et al., 2019). Outro método utilizado é a cravação, recomendada se o solo em questão não for bem consolidado. Nesta técnica, utiliza-se um martelo hidráulico, ou o processo de bate-estaca, que crava toda a extensão da coluna do condutor no solo (MALOUF, 2013).

Em poços *offshore*, a depender da profundidade da lâmina d'água, o revestimento condutor também pode ser assentado através da cravação, que pode ocorrer por base-torpedo, ou do jateamento (MALOUF, 2013). A base-torpedo é uma alternativa relativamente recente adotada pela Petrobras, tratando-se de uma variação das estacas-torpedo. Nesta técnica, um martelo hidráulico é acoplado ao condutor e o conjunto, então, é solto de uma certa altura em queda livre ou com velocidade controlada. O martelo hidráulico transfere a sua energia de impacto para o topo do revestimento, que será convertida em força compressiva (NOGUEIRA et al., 2005) e o condutor será cravado no solo por meio do seu peso próprio. De acordo com Malouf (2013) A cravação é utilizada num solo com certa resistência estrutural, sendo este método amplamente utilizado em poços marítimos localizados em águas rasas, mas também proporciona resultados eficientes em lâminas d'água profundas, em plataformas que não são necessariamente fixas. Ainda segundo o autor, a descida de revestimento condutor por jateamento é realizada quando a sonda não está fixada em solo marinho. Isto ocorre por que o jateamento pode afetar a es-

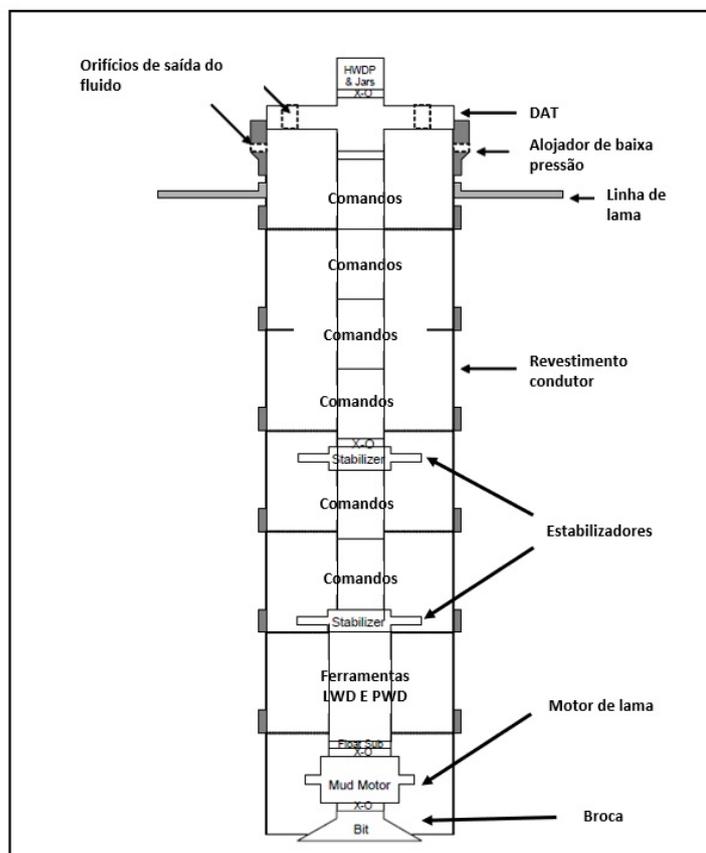
tabilidade da estrutura ao alterar a geomecânica do solo. Esta será técnica de início de poço considerada neste estudo.

2.1.1 Assentamento de revestimento condutor por jateamento

A descida de revestimento condutor por jateamento tem sido a primeira opção para a fase de início de poço em água profundas, onde o solo marinho permite a execução da técnica (PRASERTAMPORN, 2016). Este método foi usado, pela primeira vez nos Estados Unidos, na década de 1960, em plataformas flutuantes no Golfo do México (AKERS, 2008).

De acordo com Akers (2008), este processo ganhou o nome de jateamento (do inglês, “*jetting*”) devido ao jato que sai do bocal na extremidade que está para o assoalho marinho. O BHA do jateamento consiste em uma broca, um motor de lama (fluido de perfuração) e outros componentes que ficam localizados no interior do revestimento condutor, que também é acoplado aos equipamentos de cabeça de poço (PRASERTAMPORN, 2016). A coluna de perfuração é montada com um BHA específico, descido juntamente com o revestimento condutor e o alojador de baixa pressão (Figura 2). O DAT (*Drill-Ahead Tool*) conecta o alojador de baixa pressão ao revestimento condutor (AKERS, 2008).

Figura 2 – Esquema do BHA de jateamento com o revestimento condutor

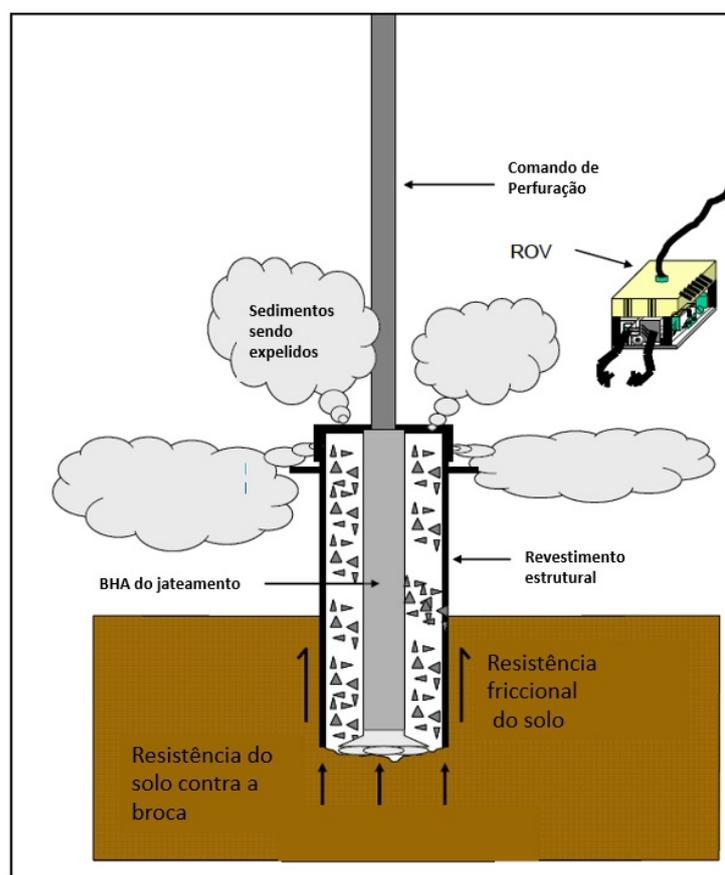


Fonte: Modificado de Akers (2008)

O conjunto, representado pela Figura 3, executa a ação sobre o solo marinho, que, nestas profundidades, apresenta-se sob a forma de lama fina, logo, tem baixa resistência estrutural. O revestimento penetra no solo em virtude de seu peso próprio; a broca, por sua vez, será usada para circular os fluidos, removendo os sedimentos e permitindo a penetração do revestimento no solo marinho (PRASERTAMPORN, 2016).

Como a largura do orifício perfurado no solo é inferior ao diâmetro externo do revestimento, o mesmo é pressionado contra este orifício, alargando-o. Os sedimentos que foram removidos pelo jato sobem através anular, saindo pela cabeça do poço. O ROV (*Remotely Operated Vehicle*), visto na Figura 3, é um equipamento de operação remota que assiste a equipe de jateamento, transmitindo à superfície imagens, em tempo real, de como as operações estão sendo realizadas.

Figura 3 – Processo de descida de revestimento condutor por jateamento



Fonte: Modificado de Akers (2006)

Durante o jateamento as propriedades do solo são perturbadas, reduzindo sua resistência ao cisalhamento. A partir do momento em que o revestimento condutor está em sua posição final, o mesmo passa por um processo posterior chamando de *soak period* ou *soaking time*. Este é o tempo necessário para que a resistência friccional do solo se restabeleça em torno do condutor (PRASERTAMPORN, 2016). Isto ocorre porque os sedimentos irão expandir e assentar ao redor da parede do revestimento. Esta fricção sustentará o peso dos revestimentos

posteriores, da cabeça do poço e do BOP, impedindo que todo o conjunto de equipamentos afunde. Portanto, neste procedimento, não é necessária a cimentação visto que não há folga entre a parede do condutor e o solo (BECK et al., 1991; AKERS, 2008; BO et al., 2014). Posteriormente, realiza-se um teste para verificar se o revestimento está devidamente assentado e, com isso, o DAT é acionado, desconectando-se da coluna de perfuração. Dessa forma, a broca continua perfurando a etapa seguinte, na qual o revestimento de superfície será alojado. (MALOUF, 2013).

Yang et al. (2010) listam algumas vantagens que podem ser obtidas quando se perfura um poço por jateamento, dentre elas: 1) o acoplamento da cabeça de poço é facilitada, já que o condutor está sendo assentado durante o jateamento. Em operações de perfuração convencionais, geralmente, a cabeça do poço é difícil de ser encontrada quando o condutor é assentado após a perfuração; 2) a economia é de, pelo menos, 12 horas no processo de perfuração. Um projeto de perfuração custa milhões de dólares por dia, só esta fase do poço pode ser responsável por cerca de 30% a 40% dos custos totais do projeto (EIA, 2016), logo, o jateamento pode proporcionar uma significativa redução nos custos envolvidos; 3) como não há necessidade de cimentação, evita-se problemas envolvendo fatores de qualidade deste processo.

Alguns fatores devem ser lavados em consideração no processo de jateamento. Dentre eles, o volume de sedimentos que é expelido e que se acumula em torno da cabeça de poço. A quantidade de sedimentos a ser removida deve ser calculada com a devida atenção na fase anterior ao início da perfuração. Isto é o que determinará a altura do revestimento condutor acima da linha de lama (Figura 2). Caso essa quantidade de sedimentos seja subestimada, a cabeça do poço pode vir a ser soterrada, tornando a perfuração inviável; sendo superestimada, ela ficará acima da linha de lama e a altura excessiva é prejudicial, pois eleva o momento fletor advindo dos movimentos da sonda (MALOUF, 2013).

Na literatura, trabalhos mais recentes como os de Wang e Li (2014) e Zhou et al. (2016) revelam a importância dos estudos nesta área, revelando o avanço da técnica em diferentes locais de perfuração em águas profundas e ultraprofundas. Além do mais, estes estudos mostram como essa técnica tem sido cada vez mais usada na prática de perfuração de poços.

Wang e Li (2014) analisaram o mecanismo de jateamento em a partir da fluidodinâmica computacional. Os autores investigaram o perfil de perfuração levando em consideração características hidrodinâmicas do jato e a resistência ao cisalhamento do solo não-drenado. Para o estudo, Wang e Li (2014) consideraram o solo como sendo um fluido viscoso. Os resultados deste estudo revelaram que o movimento e o tamanho dos sedimentos extraídos pela ação do jato aumentam com a intensidade do fluxo, enquanto a resistência ao cisalhamento do solo marinho diminui.

ZHOU et al. (2016) realizaram um estudo experimental e modelaram da taxa de fluxo do jato na capacidade de suporte de carga na instalação do condutor, calculando a taxa de fluxo mínima para o jato com base no teorema de Bernoulli e na teoria da Mecânica dos Solos. Os

resultados mostram que a capacidade de suporte de carga da superfície do condutor diminui exponencialmente com o aumento da taxa de fluxo. Considerando o efeito da taxa de fluxo sobre a capacidade de ruptura do solo e a da capacidade de suporte de carga da superfície do condutor, um método para a taxa de fluxo do jato ideal foi proposto pelos autores: a taxa máxima recomendada para o fluxo é de 1,15 vezes a taxa mínima de ruptura do solo. Tal método proporciona a implementação segura na descida do revestimento e foi aplicado com sucesso em mais de 30 poços em águas profundas no sul da China e no costa oeste da África.

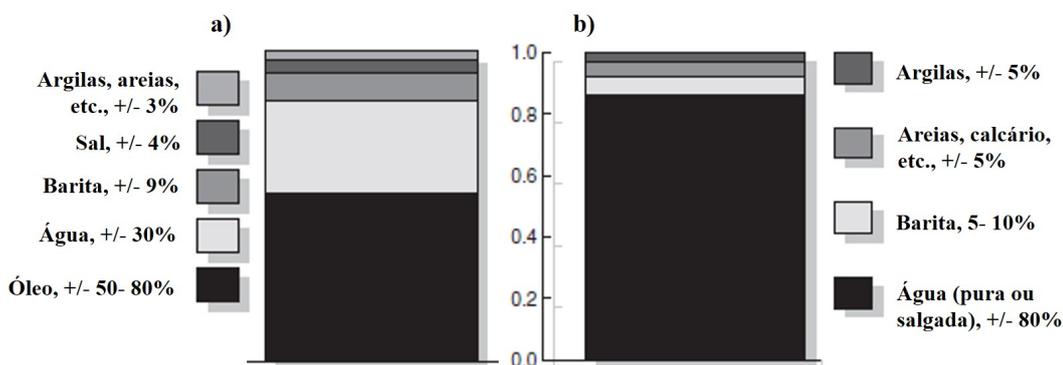
2.2 Fluidos de Perfuração

Nos primeiros passos da indústria petrolífera, o fluido de perfuração utilizado era a água. Em 1901, o famoso poço de petróleo de Spindletop (Beaumont, estado americano do Texas), localizado em solo arenoso, apresentou dificuldades iniciais à medida em que a perfuração avançava. O obstáculo era a passagem de areia movediça para o fundo do poço. Perceberam, então, que, ao utilizar uma mistura de água e argila como um fluido de perfuração, seria possível revestir o interior do poço, contendo o avanço desses sedimentos, permitindo que a operação prosseguisse. A partir daí, passou a se investir na tecnologia dos fluidos de perfuração (GATLIN, 1960).

O sucesso das operações de um poço de petróleo, e os custos envolvidos nelas, dependem das propriedades do fluido de perfuração (CAENN et al., 2017). Os custos relacionados a eles podem ser por volta dos 10 a 15% do custo total do poço. Parece dispendioso, no entanto, as consequências de não levar em consideração as propriedades adequadas pode resultar em problemas durante a fase de perfuração, resultando num maior tempo de operação, logo, em custos adicionais (AZAR; SAMUEL, 2007).

De modo geral, os fluidos de perfuração podem ser divididos em três grandes grupos: à base de óleo, à base de água e pneumático. Os fluidos à base de óleo contém partículas sólidas em suspensão, e. g. emulsificação de água/salmoura em óleo — neste caso, o óleo é a fase contínua e a água, dispersa (CAENN et al., 2017). Adiciona-se um emulsificante químico para a coalescência da água em gotículas. Geralmente, os fluidos à base de óleo são inertes a rochas quimicamente ativas na presença de água, além de apresentarem baixo grau de corrosão e baixa solubilidade em sais orgânicos (BLEIER, 1990). Em contrapartida, estes fluidos são mais caros e causam maiores problemas no controle de poluição associados a ele (BOURGOYNE et al., 1991), em contrapartida, são bastante aplicados em poços HPHT (alta pressão e alta temperatura) (BLEIER, 1990; GONÇALVES, 2018). Por exemplo, lamas à base de óleos pesado podem ser usadas em operações de fundo de poço de até 287 °C (CAENN et al., 2017). A Figura 4 mostra a composição típica dos fluidos de perfuração comumente utilizados em campo.

Figura 4 – Composição de um Fluido de Perfuração Típico: a) Fluido à Base de Óleo; b) Fluido à Base de Água



Argilas: sólidos ativos; **areias e calcário:** sólidos de baixa densidade inativos; **barita:** sólidos inativos de alta densidade

Fonte: Modificado de Bourgoyne et al. (1991)

Os fluidos à base de água também contém partículas em suspensão, na água ou na salmoura, como a emulsificação de óleo, ou seja, a água é a fase contínua e o óleo, a fase dispersa (CAENN et al., 2017). Nestes dois tipos de fluidos, são adicionadas argilas e coloides orgânicos com o intuito de se obter as propriedades de viscosidade e de filtração necessárias. Inclui-se, quando necessário, metais pesados como a barita ($BaSO_4$), com a finalidade de se aumentar a densidade da lama. Sólidos da própria formação rochosa acabam por ser incorporados à composição dos fluidos ao decorrer da perfuração, além dos sais dissolvidos derivados da contaminação da água intersticial (proveniente do processo de geração da rocha sedimentar perfurada) (BOURGOYNE et al., 1991; CAENN et al., 2017). Quando a argila proveniente dos sólidos resultantes da perfuração é incorporada à água do jato, forma-se um fluido de perfuração natural (FARIAS et al., 2006).

Os fluidos de base aquosa podem ser classificados como inibidos, não-inibidos e poliméricos. Os fluidos aquosos não-inibidos são utilizados em solos e em rochas quimicamente não-reativas, ou seja, geralmente, em baixas profundidades. Os fluidos aquosos inibidos, por sua vez, são destinados à perfuração em rochas que interagem quimicamente com a fase contínua do fluido. Com isso, adiciona-se inibidores a fim de mitigar o efeito causado por estas rochas. Já os fluidos poliméricos possuem aplicações diversas, visto que é possível controlar várias propriedades que os polímeros fornecem ao fluido (AMOCO, 2000; GONÇALVES, 2018).

Quanto aos fluidos pneumáticos, os cascalhos são removidos por meio de jatos de ar/gás natural de alta velocidade, ocorrendo em quatro tipos: ar/gás seco, névoa, espuma e espuma estabilizada. Os agentes espumantes são adicionados para remover pequenos influxos de água (PEREIRA, 1998; CAENN et al., 2017). Em geral, são utilizados em ambiente *onshore*, visto que a aplicação *offshore* é inviável devido ao controle de pressão de fundo de poço dificultado, o que pode comprometer a operação (LYONS, 2009). Este tipo de fluido é recomendado para

formações estruturalmente frágeis ou no caso de poços depletados (GONÇALVES, 2018), visto que possibilita elevar a pressão de operação sem causar danos demasiados à rocha-reservatório (NEGRÃO et al., 1999).

A função primária do fluido de perfuração é remover os cascalhos ou sedimentos do fundo do poço enquanto ocorre o processo de perfuração pela broca (GATLIN, 1960; BOURGOYNE et al., 1991; AZAR; SAMUEL, 2007). Outras funções podem ser listadas, tais como: manter a pressão hidrostática, evitando que haja fluxo indesejado de fluidos da formação rochosa para o interior do poço, o chamado *kick*; manter o poço aberto até que o revestimento condutor seja assentado (BOURGOYNE et al., 1991); reduzir o atrito entre a coluna de perfuração e as laterais do poço, formação do reboco (*filter cake*) fino e de baixa permeabilidade, selando os poros e outras aberturas nas zonas rochosas perfuradas; auxiliar na coleta e na interpretação das informações disponíveis a partir dos cascalhos advindos das rochas perfuradas, de testemunhos e do perfil elétrico (CAENN et al., 2017).

De acordo com Bleier (1990), a seleção do fluido irá depender de fatores como as condições geológicas específicas da área onde se pretende perfurar (cf. Gatlin (1960)), visto que o fluido de perfuração não deve reagir quimicamente com a rocha ou com o solo em questão. Adicionam a estes requisitos o fator ambiental e a qualidade da água disponível. Embora a maioria dos tipos de lama seja satisfatória neste quesito, esta deve ter o peso adequado para garantir o controle de poço (BLEIER, 1990).

O desempenho das funções citadas anteriormente irá depender das propriedades físicas, químicas e reológicas dos fluidos, dentre elas, massa específica do fluido, viscosidade, salinidade, acidez e alcalinidade, consistência de gel, controle de filtrado (porção líquida do fluido de perfuração que adentra a zona perfurada) e reboco (camada de partículas sólidas úmidas) (SANTOS, 2012). Azar e Samuel (2007) sintetizaram as principais funções do fluido de perfuração e as propriedades físicas e reológicas deles responsáveis por mantê-las, mostradas na Tabela 1.

Tabela 1 – **Funções e propriedades físicas dos fluidos de perfuração**

Função	Propriedades físicas/químicas
Transporte de cascalhos e sedimentos	Limite de escoamento (<i>yield point</i>), viscosidade aparente, velocidade e força gel
Prevenção da entrada de fluidos da formação rochosa para dentro do poço	Massa específica
Manter a estabilidade do poço	Massa Específica, reatividade com argila
Lubrificação e resfriamento da broca	Massa específica e velocidade
Transmitir potência hidráulica para a broca	Velocidade, massa específica e viscosidade

Fonte: Modificado de Azar e Samuel (2007)

A densidade absoluta, ou massa específica, é expressa pela razão entre a massa (m) e o volume do fluido (V), representada pela Equação (2.1).

$$\rho = \frac{m}{V} \quad (2.1)$$

Enquanto que o peso específico do fluido é o peso por unidade de volume (Equação (2.2)). Em campo, esta propriedade é normalmente chamada de “peso de lama” e é responsável por manter a pressão hidrostática dentro do poço.

$$\text{peso de lama} = \frac{mg}{V} = \frac{\rho}{V} \quad (2.2)$$

onde, g = gravidade. A viscosidade é uma propriedade reológica caracterizada pela resistência do fluido ao fluxo ou ao atrito interno das moléculas que o compõe proveniente movimento relativo entre elas. Tal propriedade é importante na limpeza do poço: maiores viscosidades acarretam num melhor transporte de cascalhos (SWACO, 2001). A força gel também é um parâmetro reológico representa o grau de gelificação devido à interação elétrica entre as partículas dispersas. A força gel inicial diz respeito à resistência inicial do fluido ao fluxo; a final, à resistência do fluido para reiniciar o fluxo após determinado tempo. A diferença entre elas é chamado de tixotropia do fluido (SHIROMA, 2012).

A alcalinidade e a acidez indicam o potencial hidrogeniônico (pH) do fluido, uma escala que varia de 0 a 14. Quando $pH = 7$, a lama é neutra; se o $pH < 7$, tem-se uma lama ácida, caso contrário, se $pH > 7$, a lama é alcalina. Geralmente, o fluido de perfuração alcalina ($pH \geq 9$). Uma lama de perfuração ácida é prejudicial para as ferramentas e os equipamentos utilizados nas operações de poço, causando corrosão de forma mais agressiva neles (SANTOS, 2012).

Lamas à base de água abaixo do peso requerido são controladas primeiramente pela remoção de sólidos inertes, diluindo e adicionando bentonita quando se deseja manter os sólidos ativos nas concentrações adequadas. Contudo, ao passar pelo controle de sólidos, algumas propriedades dos fluidos de perfuração podem ser alteradas, o que requer um ajuste necessário. As propriedades destes fluidos podem ser controladas por aditivos químicos. Tais substâncias são comumente usadas para controlar parâmetros como pH, viscosidade e controle de filtrado (BOURGOYNE et al., 1991), podendo ser classificados de acordo com a categoria funcional na qual atuam. Dentre estas substâncias, tem-se aquelas que atuam como lubrificantes, emulsificantes, controladores de pH, espessantes, viscosificadores, entre outros (BOEH et al., 2001).

Em locais remotos, a viabilidade dos fluidos utilizados deve ser considerada: por exemplo, em poços *offshore*, deve-se selecionar um fluido de perfuração que possa tolerar a fase aquosa da água do mar. Além do mais, regulamentações governamentais visam proteger os ambientes restringindo a escolha das destes fluidos em algumas localizações (CAENN et al., 2017).

Em relação ao fluido utilizado em operações de jateamento, a maioria dos estudos tem considerado a água como o fluido de perfuração para penetrar o solo argiloso em regiões *offshore*. A água é ideal para esta finalidade porque é um recurso de fácil obtenção, de baixo custo e não oferece riscos, tem pouco ou nenhum efeito químico, agindo puramente como um meio de transferir energia em escalas de remoção de sedimentos. Fluidos mais viscosos tendem a ser menos eficientes, visto que eles demandam mais energia para serem bombeados e alcançar velocidades significantes no jato (CAMPBELL; BRUNSKILL, 2000). Para exemplificar a utilização de água do mar como fluido jateado, na literatura, encontra-se estudos como os de Machin et al. (2001), Akers (2008), Jung (2012), Yuan et al. (2019), Souza et al. (2019) e Camargo (2020).

Machin et al. (2001) investigou o efeito do jateamento em solos argilosos duros a muito duros e propuseram um modelo de penetração de jato baseado na capacidade de carga do solo. Akers (2008) analisou parâmetros operacionais do jateamento, utilizando uma composição chamada de *sweeps*, uma mistura cuja água do mar é o principal componente e que inclui aditivos como goma de guar e bentonita pré-hidrata, de modo a aumentar a viscosidade do fluido jateado e, conseqüentemente, elevar a sua capacidade de carrear os sedimentos extraídos do solo. Jung (2012) analisou a instalação de âncoras em solo marinho utilizando a técnica de jateamento. Neste caso, o autor considerou a aplicação de jatos de água salgada para remoção do solo permitindo que a âncora penetrasse no subleito oceânico. Yuan et al. (2019) analisou a interação água-solo utilizando o método hidrodinâmica das partículas suavizadas (*smoothed-particle hydrodynamics (SPH)*). Souza et al. (2019) descreve o processo de escavação do solo marinho realizado pela Petrobras mediante a jatos de água do mar que saem da broca. Camargo (2020) estudou experimentalmente a penetração de estacas torpedo instaladas em solo argiloso com o auxílio do jateamento utilizando a água como fluido de perfuração.

A diferença das composições da água do fluido jateado e daquela presente nos poros do solo tem uma forte influência sobre o efeito na erosão (JUNG, 2012). Supondo que a água presente nos poros do solo tenha uma salinidade igual à da água presente no fluido de perfuração, tem-se uma resistência maior do solo à erosão (ARULANANDAN et al., 1973). Se a água do fluido jateado é mais salina em relação à água dos poros, a argila do solo absorverá os íons do fluido de perfuração. Com isto, a superfície da argila também se tornará mais resistente à ação do jato (JUNG, 2012). Por outro lado, se a água do fluido jateado tem menor salinidade em relação à água presente nos poros do solo, uma pressão osmótica é estabelecida, fazendo com que a água se mova para o interior da superfície da argila, resultando na expansão e enfraquecendo as ligações interpartículas. Desta forma, o solo se tornará menos resistente à erosão provocada pelo jato incidente (KARASEV, 1964).

2.3 O Conceito de Solo em Projetos de Engenharia

O conceito de solo pode variar a depender da área de abordagem. Por exemplo, na Geologia, o solo é um material não consolidado, resultante de processos intempéricos sobre um substrato constituído de rochas e sedimentos (GUSMÃO, 2016). Já os ecólogos o veem como sendo uma porção do ambiente condicionado por organismos vivos (LEPSCH, 2016). Na Engenharia Civil, o solo pode ser definido como sendo o acúmulo de partículas inconsolidadas, de diâmetros e composições química e mineralógica variadas, contendo vazios que podem ser parcial ou totalmente preenchidos por água e ar (ANTUNES et al., 2016). Sendo assim, trata-se de um material friável e que possui propriedades mecânicas definidas, tais como compressibilidade e resistência ao cisalhamento (GUSMÃO, 2016).

A resistência ao cisalhamento é a tensão máxima de cisalhamento que o solo pode suportar sem sofrer ruptura sob certa tensão confinante (PINTO, 2000). Esta propriedade ocorre devido ao ângulo de atrito interno e à coesão entre os grãos. O ângulo de atrito interno, por sua vez, depende da compactação do solo, tipo de material, densidade, rugosidade e tamanho e forma dos grãos, além da distribuição granulométrica. A coesão é uma característica dos solos de grãos finos, de forma lamelar e elevada atividade coloidal, resultando numa alta atração físico-química entre as suas partículas (TAYLOR, 1948; PINTO, 2000). É uma característica observada num solo majoritariamente composto por grãos de argila.

O solo não oferece resistência intransponível à escavação mecânica e perde consideravelmente sua resistência ao cisalhamento quando em contato prolongado com a água (VARGAS, 1977). Neste contexto, o estudo do solo constitui o que é chamado de “Mecânica dos Solos” (LEPSCH, 2016).

Assim como os sedimentos que constituem as rochas sedimentares, a pedogênese, ou formação do solo, está relacionada a processos geodinâmicos que atuaram, e ainda atuam, remodelando o relevo terrestre. As rochas que, por ventura, estão expostas a agentes climáticos externos, condicionadas pelo relevo, são instabilizadas e passam por transformações físicas, químicas e mineralógicas devido à atuação dos processos intempéricos. A partir daí, são formadas partículas de composições e diâmetros variados na qual uma porção delas pode permanecer “*in situ*” (solo residual) ou, então, ser transportadas e depositadas em outros ambientes (ANTUNES et al., 2016) (solo transportado), cobrindo o relevo destas regiões. Sendo assim, os minerais encontrados nos solos são os mesmos das rochas de origem (minerais primários), além de outros que se formam na decomposição (minerais secundários) (CAPUTO, 1988).

Embora tenham origens semelhantes, o solo e as rochas sedimentares são materiais diferentes: a rocha é um agregado de minerais conectados por forças coesivas fortes e permanentes; o solo, por sua vez, possui uma coesão fraca entre as partículas que o constitui, de forma que qualquer agitação pode separá-las. De fato, há muitas formas naturais de agregados de partículas de minerais, tantas que se torna difícil classificá-las enquanto solo ou rocha. Neste contexto,

no entanto, o termo “solo” será aplicado somente a materiais que satisfazem à definição supracitada. (TERZAGHI et al., 1996). Trata-se de um material heterogêneo trifásico constituído pelas partículas de minerais que apresentam vazios entre si, parcial ou totalmente, preenchidos por água, podendo ou não haver a presença de material orgânico. Em alguns casos, é possível ocorrer uma pequena cimentação entre essas partículas, mas num grau extremamente mais baixo em relação aos cristais de uma rocha. Portanto, no caso mais geral, é um sistema disperso formado por três fases: sólida, líquida e gasosa (CAPUTO, 1988; SOUZA; BASTOS, 2015).

A norma técnica NBR 6502/95 (NBR, 1995) define os termos relativos aos materiais da crosta terrestre, rochas e solos, para os fins de engenharia de fundações. Com esta norma é possível classificar o solo de acordo com a:

1. Classificação geológica: segundo o processo de formação do solo e evolução com base nos princípios da Geologia;
2. Classificação geotécnica: considera as propriedades e características de seus constituintes, baseando-se na teoria da Mecânica dos Solos;
3. Classificação pedológica: abrange, por exemplo, o grau de evolução do solo e o tipo de distribuição de matéria orgânica;
4. Classificação granulométrica: leva em consideração as dimensões dos grãos, ou partículas, e suas diferentes porcentagens de ocorrência.

Levando-se em conta a classificação granulométrica, o solo pode ser descrito através de sua textura como: pedregulhos, areias (grossas, médias ou finas), siltes e argilas. Na Tabela 2, pode-se ver a classificação do solo de acordo com os tamanhos de partículas e seus respectivos diâmetros.

Tabela 2 – Diâmetro das partículas do solo de acordo com a classificação granulométrica

Tamanho das Partículas	Diâmetro (Φ) (mm)
Cascalho	Grossos: $20 < \Phi < 60$
	Médios: $2 < \Phi < 20$
	Finos: $2 < \Phi < 6$
Areia	Grossas: $0,6 < \Phi < 2$
	Médias: $0,2 < \Phi < 0,6$
	Finas: $0,06 < \Phi < 0,2$
Siltes	$0,002 < \Phi < 0,06$
Argilas	$\Phi < 0,002$

Fonte: NBR (1995)

Os solos compostos por partículas grossas, como pedregulhos e areias, são denominados como solo não-coesivo. Isto significa que, no estado seco, estes grãos individualmente

soltos não se aderem uns aos outros, apenas estão apoiadas entre si. Os solos não-coesivos são altamente permeáveis e não plásticos. Isto ocorre porque existem espaços vazios relativamente grandes entre as partículas (CAMPOS, 2015). Este tipo de solo é caracterizado, também, por sua compactidade, ou seja, por seu estado de maior ou menor concentração de grãos de um solo não-coesivo num dado volume. Assim, as areias podem ser classificadas como fofas, medianamente compactadas ou compactas. (ALMEIDA, 2005). A capacidade deste tipo de solo para suportar cargas irá depender da resistência ao deslocamento entre suas partículas individualmente. Quanto mais compactado, maior será a resistência ao deslocamento entre as partículas, conseqüentemente, a transmissão de força entre elas é melhorada (CAMPOS, 2015).

Quanto aos solos cujas partículas estão entre as frações silte ou argila, estes são ditos coesivos. Os solos siltosos também exibem baixa ou nenhuma plasticidade e têm baixa resistência quando secos (ALMEIDA, 2005). São um pó fino, como a argila, mas que não apresentam coesão apreciável. Já nos solos argilosos, por seus grãos serem tão diminutos, aderem-se firmemente uns aos outros, não podendo sequer serem vistos a olho nu. Os vazios entre as suas partículas são muito pequenos, como consequência disto, a estrutura deste solo apresenta resistência à penetração de água, absorvendo-a muito devagar. Contudo, se a água penetrou o solo argiloso, dificilmente será drenada. Com isso, os solos argilosos tendem a se tornar plásticos, apresentando um maior grau de estabilidade em relação a quando estão secos (CAMPOS, 2015). É importante salientar que, na natureza, dificilmente um solo será constituído por uma única granulometria. Normalmente, eles são classificados de acordo com o elemento predominante.

A natureza de qualquer tipo de solo pode ser alterada a depender da manipulação apropriada. Vibrações, por exemplo, podem transformar areias soltas em densas. Dessa forma, o comportamento de um solo em campo depende não somente das propriedades de seus constituintes individuais, mas também das propriedades decorrentes do arranjo delas no agregado como um todo (TERZAGHI et al., 1996). Quando submetidas a altas tensões de cisalhamento, por exemplo, podem começar a exibir o comportamento de um fluido altamente viscoso, como é o caso do solo marinho submetido às operações de jateamento.

2.3.1 Análise do comportamento de solos por meio de modelos constitutivos

No que se diz respeito ao domínio sedimentar, os sedimentos marinhos representam o ponto terminal de acúmulo do material transportado para a plataforma continental, originados pelos intemperismos das rochas e solos. Este material é, então, adicionado à massa em suspensão (AGUIAR et al., 2012). Este ambiente, de modo geral, é constituído por diversos tipos de sedimentos. Os dois principais tipos são terrígenos e biogênicos: os terrígenos são trazidos de fora do ambiente marinho por agentes de transporte que vêm do continente, como o gelo, rios ou vento, logo, sua composição reflete a área fonte; os biogênicos são constituídos no próprio

ambiente local, formados pela acumulação de carapaças de pequenos organismos (D'AVILA et al., 2008).

Foi estipulado pela Petrobras que as águas profundas correspondem a uma lâmina d'água entre 300 e 1500 m; as águas ultraprofundas estão situadas em lâminas d'água superiores a 1500 m. Esta região está localizada numa área conhecida como talude continental, estando situada num patamar de profundidade abaixo do qual as ondas interagem com o fundo (D'AVILA et al., 2008), caracterizando um ambiente relativamente calmo. A granulometria dos sedimentos varia de acordo com a distância da fonte que os originou: próximos das regiões costeiras, correspondem à fração areia — transportados por tração — e, quanto mais distantes dela, mais finos serão. Isto ocorre devido à capacidade do agente de transporte (GROTZINGER; JORDAN, 2013).

No talude continental, os sedimentos são constituídos pela fração silte e/ou argila, originário de processos gravitacionais (MENDES, 1992) e transportados por suspensão, ocorrendo sob a forma de lama fina (MALOUF, 2013). Isto caracteriza uma mistura de água, argila e materiais inertes (areias com tamanhos de grãos variados), sendo os grãos de argila a maior parte desta composição (MESCHYAN; RUBENOVICH, 1995).

O comportamento dos solos, em geral, irá depender do movimento entre as partículas sólidas e isto faz com que ele se afaste do mecanismo dos sólidos idealizado pela Mecânica dos Sólidos Deformáveis. No entanto, esta solução é empregada quando se trata de maciços de solos, visto que é uma abordagem simplificada e apresenta um resultado aproximado do comportamento real quando verificada em laboratório. Em outras diversas situações, o comportamento do solo é entendido quando se considera a transmissão das forças diretamente no contato entre as partículas que o constitui, mesmo que essas forças não sejam utilizadas nos cálculos e modelos (PINTO, 2000). Com isso, a Mecânica dos Solos poderia ser facilmente incluída na Mecânica dos Sistemas Particulados (LAMBE; WHITMAN, 2008).

A análise dos maciços de solos pode ser realizada por meio dos chamados modelos constitutivos. Tais modelos têm a finalidade de reproduzir, interpretar e prever o comportamento tensão *versus* deformação de um determinado material sob o ponto de vista macroscópico. Os esforços que solicitam esses maciços — provenientes do seu peso próprio ou da carga aplicada sobre ele — produzem tensões na totalidade de seus pontos (partículas) e o comportamento do material, quando carregado, irá depender das tensões que agem sobre ele (CAPUTO, 1988; GHEZZEHEI; OR, 2001; MELO, 2014).

O conceito de ruptura de um material ainda não é claro, sendo entendido como o valor da tensão correspondente ao início de seu comportamento inelástico. Isto ocorre seja quando a deformação ultrapassa o limite de escoamento ou no momento de ruptura: quando ele se fratura, como é o caso dos materiais dúcteis, ou quando ele se desagrega, como ocorre em materiais frágeis (e.g. ligas metálicas e o concreto, respectivamente) (CAPUTO, 1988).

Os materiais dúcteis, por exemplo, exibem uma relação linear entre tensão (τ) e defor-

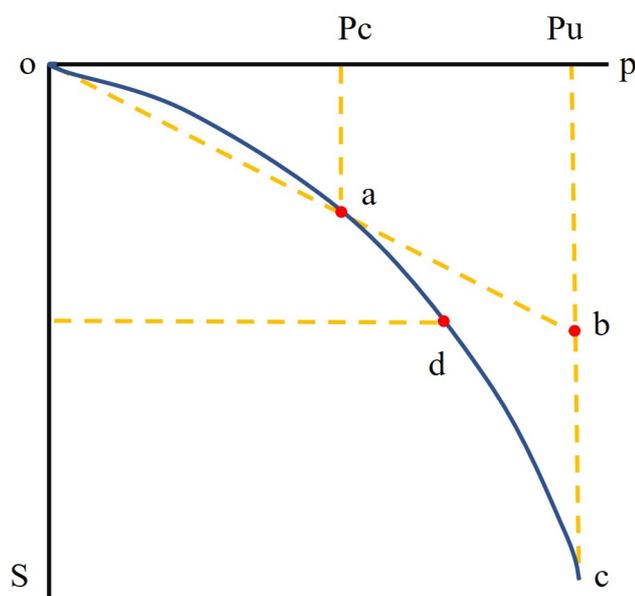
mação (γ) submetidos a um esforço cisalhante dentro de uma região dita como elástica: tensão máxima que um material elástico pode suportar sem sofrer deformações permanentes.

O solo possui uma natureza mais complexa em relação a esses materiais, sendo difícil de identificar os três estados: elástico, frágil e de ruptura. Mesmo assim, é válida a utilização das teorias clássicas usuais para os demais corpos, contanto que sempre sejam ressaltadas as limitações dos modelos e o caráter aproximado das soluções obtidas. Todos os materiais reais estão compreendidos entre os extremos sólido perfeito e líquido perfeito, material em que nenhuma força, salvo sua inércia, opõe-se à sua deformação, dotado, assim, de total mobilidade. Particularmente, em se tratando de *solos e rochas*, introduz-se simplificações, reduzindo-os a três tipos ideais de materiais: elásticos, viscosos e plásticos (CAPUTO, 1988).

As propriedades elástica, plástica e viscosa são observadas nos corpos podem estar relacionadas ao estado físico da matéria no qual eles se encontram. A elasticidade é a propriedade de um sólido retornar à sua forma e ao seu volume originais, ou de um fluido de restaurar o seu volume, no instante em que as forças externas são removidas. A plasticidade é a propriedade que um corpo tem de mudar sua forma irreversivelmente, sem ruptura, sob a ação de uma força externa (VYALOV, 1986). A viscosidade, ou resistência friccional, corresponde à energia que dissipada mecanicamente sob a forma de calor (MACHADO, 2002).

Com intuito de compreender melhor o comportamento dos materiais reais, imagina-se que os corpos, em geral, possam apresentar o comportamento: elastoplástico, quando se deformam elasticamente até alcançar a tensão limite de escoamento, ou seja, limiar de plasticidade e, a partir daí, a deformação é independente do tempo e permanente em sua totalidade; viscoelásticos, quando, sob uma tensão constante, sua deformação *evolui com o tempo*, tendendo a um limite; viscoplásticos, quando, sob tensão constante, sua deformação *evolui ao longo do tempo*, apresentando deformações residuais (CAPUTO, 1988).

Vyalov (1986) analisou curvas de assentamento em solos (S) versus carregamento aplicado (P), cujo gráfico pode ser visualizado pela Figura 5. A curva desta relação apresenta dois pontos fundamentais: carregamento crítico (P_c) e carregamento último (P_u). Quando submetido a um valor próximo ao do carregamento crítico, o solo pode ser tratado como um material que se deforma linearmente, obedecendo à Lei de Hooke. Quando o carregamento atinge o valor de P_u , o comportamento do solo pode ser analisado, por exemplo, de acordo com a lei de Mohr-Coulumb do estado limite de tensão (VYALOV, 1986; TI et al., 2009).

Figura 5 – Curvas real e aproximada da relação assentamento *versus* carregamento

Fonte: Modificado de Vyalov (1986)

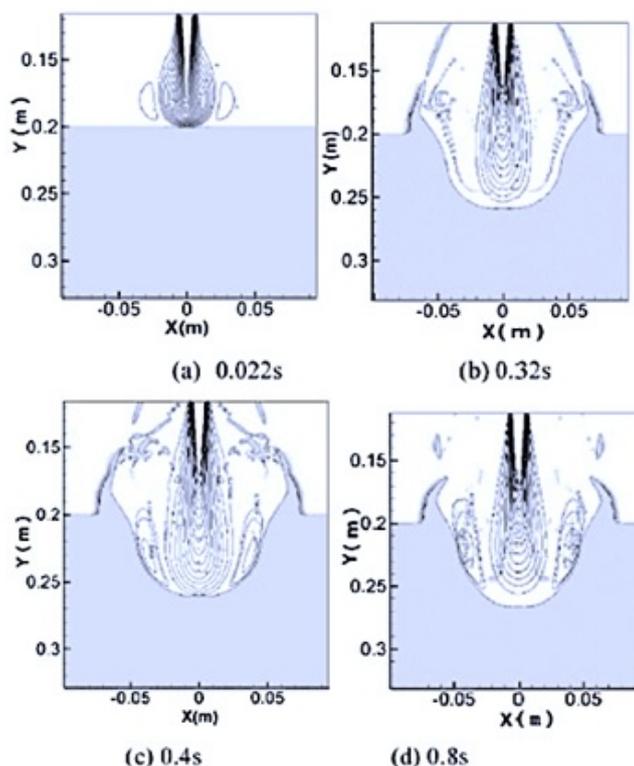
Em outras palavras, a lei da elasticidade de Hooke é utilizada para descrever o comportamento do solo mediante a aplicação de um carregamento abaixo de sua tensão limite; a lei de fricção de Coulomb, ou da plasticidade perfeita, para descrever o comportamento do solo antes do estado de colapso (GHEZZEHEI; OR, 2001). Na literatura, há variados modelos constitutivos na Mecânica dos Solos capazes de descrever o comportamento dos solos, tais como os de Drucker-Prager, von Mises, Cam-Clay, entre outros (TI et al., 2009).

Ao se introduzir a variável tempo, observa-se que muitos materiais apresentam os fenômenos de *escoamento viscoso* ou *fluência* (*creep*) e *relaxação* (VYALOV, 1986; CAPUTO, 1988), termos habitualmente utilizados em Mecânica dos Solos. A fluência pode ser definida como sendo a deformação permanente e dependente do tempo de um determinado material quando este é submetido a uma carga ou tensão constante (CALLISTER, 2008). A relaxação é observada num material quando a tensão que mantém a deformação nele diminui ao longo do tempo (VYALOV, 1986). Estes fenômenos tornam-se observáveis em todos os materiais. O estudo das tensões e correspondentes deformações, considerando-se o tempo, é desígnio da Reologia (CAPUTO, 1988).

A existência de um limite de escoamento é um fenômeno importante neste contexto. Certos materiais que escoam rapidamente sob determinada tensão de cisalhamento, não irão escoar se o valor dessa tensão for reduzido. O escoamento do solo coesivo ocorre somente quando a tensão aplicada sobre ele excede o seu limite de escoamento, tal parâmetro é uma característica inerente ao material. Neste instante, o solo passa a se comportar como um fluido viscoso a uma taxa proporcional à tensão aplicada que excede este limite (WANG; LI, 2014). O comportamento descrito pode ser observado na Figura 6, que mostra a simulação de um solo

coesivo submetido à ação de um jato incidente.

Figura 6 – Comportamento de um solo coesivo ao ser aplicada uma tensão cisalhante superior à sua tensão limite de escoamento



Fonte: Modificado de Wang e Song (2019)

A erosão nos solos argilosos não ocorre de maneira única, os diferentes tipos de erosão irão depender de fatores como a densidade do solo, seu grau de heterogeneidade e a tensão de cisalhamento incidente sobre ele (MAZUREK, 2001). Em se tratando dos solos coesivos não-drenados, estes possuem uma resistência ao cisalhamento reduzida (GALINDO, 2013). Vyalov (1986) verificou, após alguns ensaios experimentais das relações de tensão e taxa de deformação por cisalhamento de vários tipos de solos, que o comportamento viscoplástico descrevia adequadamente o comportamento do solo argiloso nessas condições (GALINDO, 2013). Com isto, a abordagem da reologia dos fluidos para a avaliação deste tipo de solo pode mostrar resultados satisfatórios (MITCHELL, 1993; MESCHYAN; RUBENOVICH, 1995; WANG; LI, 2014; ZHU et al., 2017). Além do mais, esta abordagem oferece a praticidade de substituir um tratamento numérico complexo, como é o caso de um material particulado que tem seu espaço poroso preenchido com fluidos, por um modelo mais simples ao considerá-lo como um fluido viscoso, que também fornecerá os resultados esperados para este estudo.

2.4 Reologia dos Fluidos

A reologia (do grego, *rhéō* = “deformação” e *logia*, = “estudo”) é a ciência que estuda como a matéria se deforma ou escoia quando esta é submetida a esforços advindos de forças externas. (VYALOV, 1986; CAPUTO, 1988; MITCHELL, 1993; MACOSKO; LARSON, 1994; MACHADO, 2002). A princípio, a reologia inclui tudo o que diz respeito ao comportamento do fluxo: da dinâmica dos fluidos e a mecânica dos sólidos. Poucos anos após Robert Hooke ter desenvolvido o conceito que levou à equação do modelo constitutivo de um sólido ideal, Isaac Newton expressou a ideia base para um fluido viscoso. A relação entre força e deformação mais simples, a lei de Hooke é, provavelmente, a primeira equação constitutiva (MACOSKO; LARSON, 1994).

2.4.1 A lei da viscosidade de Newton

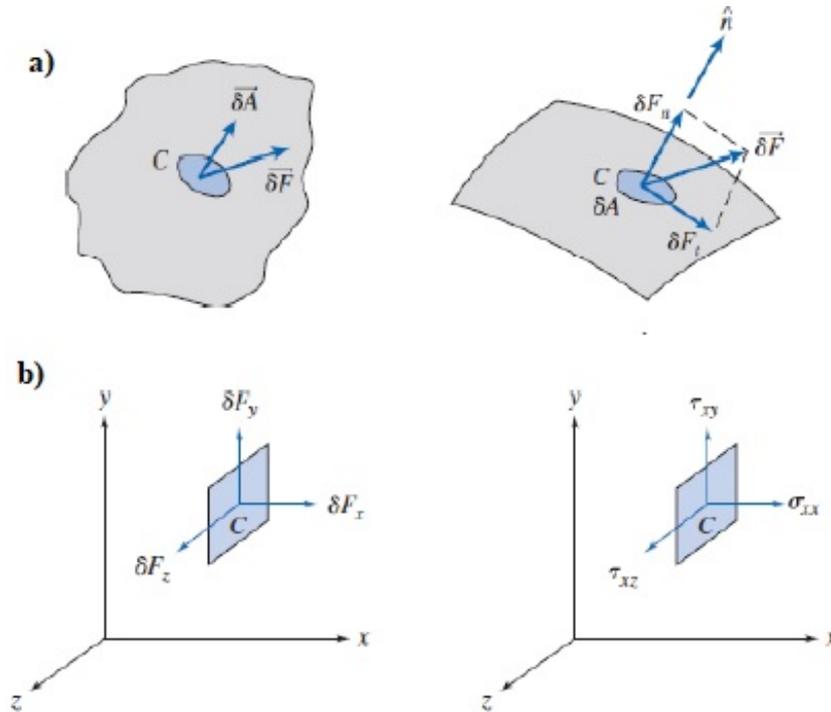
Em termos físicos, a tensão é representada por uma força $\delta\vec{F}$ incidindo sobre uma área $\delta\vec{A}$, podendo ser decomposta em duas componentes: uma normal, σ_n , e outra tangencial, τ_n , à esta área (FOX; MCDONALD, 1994), definidas pelas equações (2.3) e (2.4), respectivamente.

$$\sigma_n = \lim_{\delta A_n \rightarrow 0} \frac{\delta F_n}{\delta A_n} \quad (2.3)$$

$$\tau_n = \lim_{\delta A_n \rightarrow 0} \frac{\delta F_t}{\delta A_n} \quad (2.4)$$

Na Figura 7, considera-se que o ponto C está sobre a superfície de um fluido contínuo. A tensão no elemento δA_x tem sua componente normal orientada para fora, na direção do vetor unitário normal à superfície do fluido, \hat{n} , no eixo x . A força $\delta\vec{F}$ foi decomposta em componentes ao longo de cada eixo de coordenadas num sistema cartesiano. Ao dividir o módulo de cada componente de força pela área, δA_x , e tomando o limite quando δA_x se aproxima de zero, tem-se a definição das três componentes de tensão presentes na Figura 7 mostradas pelas equações (2.5), (2.6) e (2.7).

Figura 7 – Atuação das forças sobre a superfície do fluido: a) o conceito de tensão em um meio contínuo; b) componentes da força e tensão sobre o elemento de área δA_x



Fonte: Modificado de Fox e McDonald (1994)

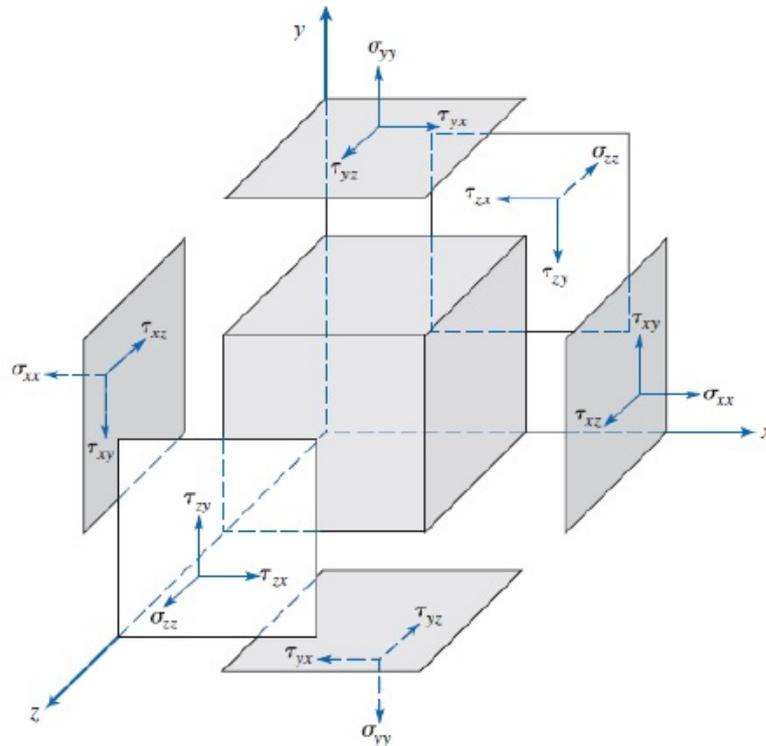
$$\sigma_{xx} = \lim_{\delta A_x \rightarrow 0} \frac{\delta F_x}{\delta A_x} \quad (2.5)$$

$$\tau_{xy} = \lim_{\delta A_x \rightarrow 0} \frac{\delta F_y}{\delta A_x} \quad (2.6)$$

$$\tau_{xz} = \lim_{\delta A_x \rightarrow 0} \frac{\delta F_z}{\delta A_x} \quad (2.7)$$

Sendo a área elementar δA_y , as tensões definidas serão σ_{yy} , τ_{yx} , τ_{yz} . Se a área elementar for δA_z , então as tensões serão: σ_{zz} , τ_{zx} , τ_{zy} . É importante salientar que, embora se tenha focado em três planos ortogonais, um número infinito de planos pode passar através do ponto C , havendo, conseqüentemente, um número infinito de tensões associadas a eles (FOX; MCDONALD, 1994). A tensão em um ponto é especificada, então, pelas nove componentes do tensor, que é dado por uma matriz simétrica (Equação (2.8)). A Figura 8 representa as componentes de tensão que atuam nas superfícies do elemento volumétrico. As forças de superfície, σ_{ij} , são provenientes das tensões incidentes sobre as superfícies de controle. Estas tensões são a soma da pressão hidrostática, p , com as tensões viscosas, τ_{ii} , como pode ser visto na Equação (2.8). Os gradientes das tensões causam uma força líquida sobre a superfície de controle diferencial, isto é responsável pela força líquida viscosa atuante sobre a superfície (WHITE, 2011).

Figura 8 – Notação para as tensões

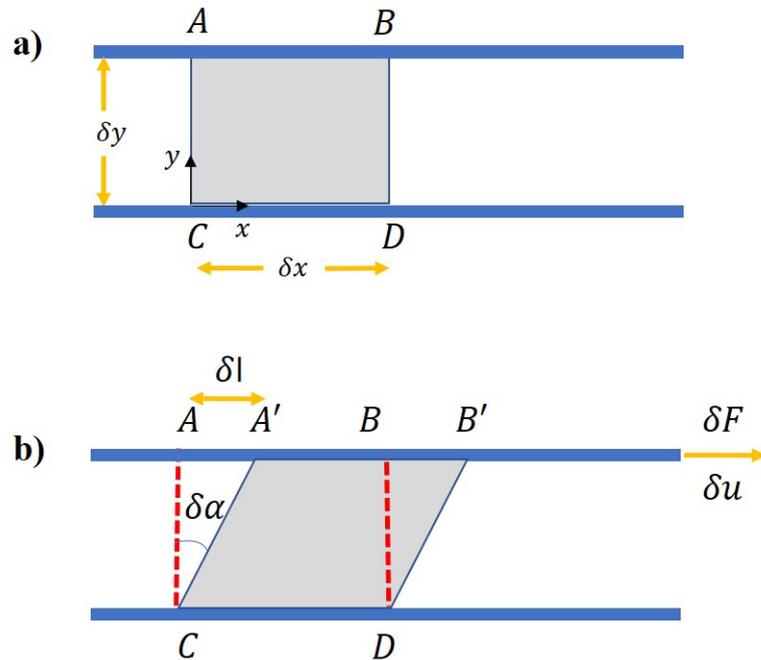


Fonte: Fox e McDonald (1994)

$$\bar{\bar{\tau}} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -p + \tau_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & -p + \tau_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & -p + \tau_{zz} \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

Conforme visto anteriormente, o sólido ideal irá deformar instantaneamente quando submetido a uma tensão de deformação. Quando o carregamento cessar, a energia investida em deformar o corpo sólido é totalmente restituída (GHEZZEHEI; OR, 2001). A origem das tensões ocorre num sólido quando este é deformado ou cisalhado elasticamente; já no fluido, as tensões de cisalhamento aparecem devido ao escoamento viscoso (FOX; MCDONALD, 1994). Para se entender a lei da viscosidade de Newton, considera-se o desenvolvimento laminar permanente de velocidade para um fluido entre duas placas grandes e paralelas representado pela Figura 9. As placas possuem área δA e estão separadas por uma distância δy . Diz-se que o escoamento é laminar porque as camadas adjacentes de fluido (lâminas) deslizam uma sobre as outras de modo ordenado (BIRD et al., 2006).

Figura 9 – Desenvolvimento do perfil de velocidade de um fluido entre duas placas planas: a) Elemento fluido no instante t ; b) Elemento fluido deformado no instante $t + \delta t$



Fonte: Autor (2020)

As placas e o elemento fluido retangular da Figura 9 encontram-se inicialmente em repouso no instante t . A partir do instante $t + \delta t$, uma força δF_x passa a agir sobre a placa superior a uma velocidade δu . Esta ação, então, é dada pela Equação 2.9.

$$\tau_{yx} = \lim_{\delta A_y \rightarrow 0} \frac{\delta F_x}{\delta A_y} \quad (2.9)$$

A taxa de deformação, ou de cisalhamento, num determinado intervalo de tempo é dada por:

$$\text{taxa de deformação} = \lim_{\delta t \rightarrow 0} \frac{\delta \alpha}{\delta t} = \frac{d\alpha}{dt} \quad (2.10)$$

Contudo, deseja-se expressá-la em termos mensuráveis. A distância δl , dada entre os pontos A e A' , na Figura 9, é dada por:

$$\delta l = \delta u \delta t \quad (2.11)$$

na qual, $\delta l = \delta y \sin \alpha$. Para ângulos muito pequenos, tem-se que $\sin \alpha = \alpha$, então:

$$\delta l = \delta y \delta \alpha \quad (2.12)$$

Igualando-se as equações (2.11) e (2.12) e aplicando-se o limite dos dois lados, tem-se que:

$$\lim_{\delta t \rightarrow 0} \frac{\delta \alpha}{\delta t} = \lim_{\delta y \rightarrow 0} \frac{\delta u}{\delta y} \quad (2.13)$$

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{du}{dy} \quad (2.14)$$

Assim, o elemento fluido, quando submetido à uma tensão de cisalhamento, τ_{yx} , experimenta uma taxa de deformação, dada por $\frac{du}{dy}$. Quando estes termos são diretamente proporcionais, ou seja:

$$\tau_{yx} \propto \frac{du}{dy}, \quad (2.15)$$

tem-se a relação unidimensional que representa os fluidos newtonianos. Tomando-se, agora, o plano xy e considerando o vetor velocidade como sendo $\vec{U} = (u, v, w)$, o gradiente de velocidade é dado pela relação representada na Equação (2.16).

$$\nabla \vec{U} = \begin{bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} \\ \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial v}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

De acordo com Parés et al. (2014), o tensor taxa de deformação, $D(\vec{U})$, é dado pela Equação (2.17):

$$D(\vec{U}) = \nabla \vec{U} + \nabla \vec{U}^\dagger \quad (2.17)$$

na qual, $\nabla \vec{U}$ é o gradiente de velocidade e $\nabla \vec{U}^\dagger$ é a transposta do gradiente de velocidade. Logo,

$$D(\vec{U}) = \begin{bmatrix} 2\frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} & 2\frac{\partial v}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

Realizando-se o mesmo processo para os planos xz e yz , obtém-se seus respectivos tensores taxa de deformação. Para o caso tridimensional, o tensor taxa de deformação é:

$$D(\vec{U}) = \begin{bmatrix} 2\frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} & 2\frac{\partial v}{\partial y} & \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \\ \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} & \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} & 2\frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

A constante de proporcionalidade da relação é, por definição, a viscosidade dinâmica absoluta ou coeficiente de viscosidade, η . Tal propriedade é a resistência que um fluido apresenta

contra qualquer mudança posicional de seu elemento volumétrico. Ou seja, como a viscosidade é propriedade do fluido, infere-se que, para aumentar o grau de deformação do mesmo, faz-se necessário o aumento da força aplicada. Esta propriedade é análoga ao módulo de elasticidade da lei de Hooke: a parcela de energia recuperável mecanicamente corresponde à energia devido à elasticidade dos sólidos elásticos ideais, o *escoamento viscoso*, ou *escoamento friccional*, corresponde à conversão da energia mecânica em calor para o caso dos fluidos ideais (MACHADO, 2002). Então:

$$\begin{bmatrix} -p + \tau_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & -p + \tau_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & -p + \tau_{zz} \end{bmatrix} = \eta \begin{bmatrix} 2\frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} & 2\frac{\partial v}{\partial y} & \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \\ \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} & \frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\partial v}{\partial y} & 2\frac{\partial w}{\partial z} \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

Sendo assim, a lei de Newton da viscosidade para um escoamento tridimensional é dada pela Equação (2.21), na qual $\bar{\tau}$ é o tensor tensão e $\bar{\gamma} = D(\vec{U})$ tensor taxa de deformação

$$\bar{\tau} = \eta \bar{\gamma} \quad (2.21)$$

2.4.2 Classificação reológica dos fluidos

A relação entre tensão de cisalhamento e taxa de cisalhamento, conhecida como equação de fluxo, é o que define o comportamento reológico dos fluidos puramente viscosos (MACHADO, 2002). O diagrama da Figura 10 mostra, resumidamente, a classificação reológica proposta por Chhabra e Richardson (2011).

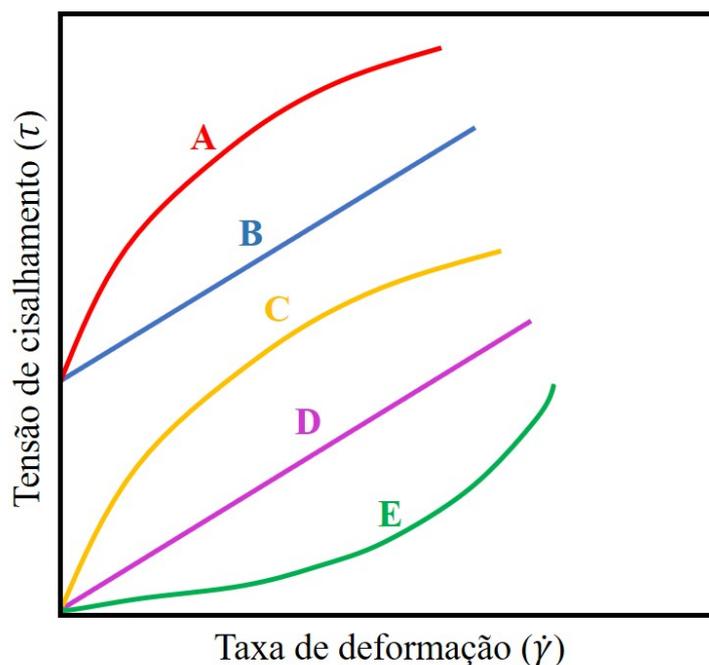
Figura 10 – Classificação reológica dos fluidos segundo Chhabra e Richardson (2011)



Fonte: Autor (2020)

A representação gráfica, chamada de curva de fluxo, é o registro comportamental de como a tensão cisalhante varia em função da taxa de cisalhamento. A Figura 11 mostra a curva de fluxo de alguns tipos de fluidos. Os fluidos viscosos também podem ser caracterizados através da relação entre viscosidade e taxa de cisalhamento para as mesmas condições de temperatura e pressão (TANNER, 2000; MACHADO, 2002).

Figura 11 – Curvas de fluxo de alguns tipos de fluidos: A) pseudoplástico com limite de escoamento, B) binghamiano, C) pseudoplástico, D) newtoniano, E) dilatante



Fonte: Modificado de Machado (2002)

2.4.2.1 Fluidos newtonianos

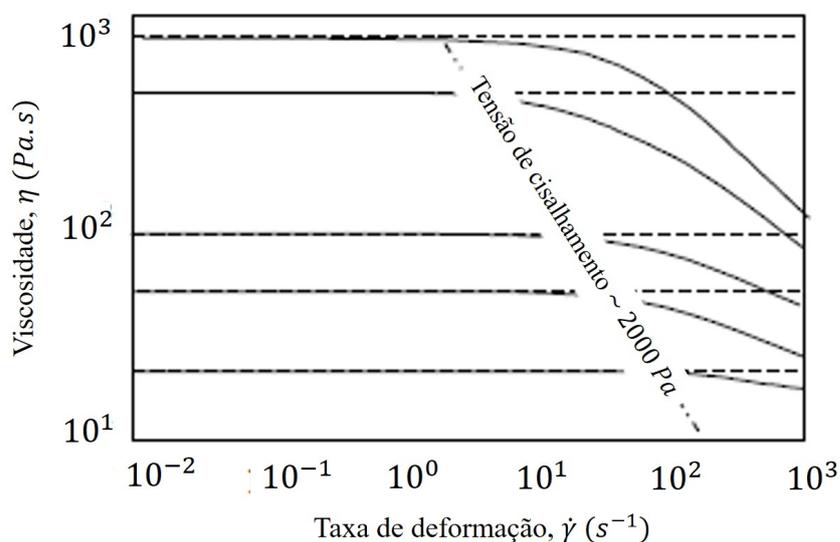
A curva de fluxo mais simples no gráfico representado pela Figura 11 é uma reta interceptando a origem do plano $\tau\dot{\gamma}$ (MACHADO, 2002), que representa o comportamento de um fluido newtoniano. Neste caso, conforme foi dito anteriormente, a tensão de cisalhamento, τ é diretamente proporcional à taxa de cisalhamento, $\dot{\gamma} = \frac{\partial \gamma}{\partial t}$ é a variação taxa de cisalhamento em função do tempo, como mostrado na relação da Equação (2.22).

$$\tau = \eta \dot{\gamma} \quad (2.22)$$

A viscosidade de fluidos newtonianos é constante, sendo uma propriedade puramente termodinâmica (TANNER, 2000). A temperatura tem uma forte influência sobre a ela: o aumento de temperatura nos líquidos provoca uma diminuição na viscosidade; os gases exibem o comportamento contrário. A pressão também influencia na viscosidade, no entanto, seu efeito é desprezível (WHITE, 2011). Contudo, sob uma taxa de cisalhamento suficientemente alta, líquidos newtonianos podem passar a apresentarem comportamento não-newtoniano. Por exemplo,

os valores de taxa de cisalhamento crítico para o glicerol e óleos vegetais são acima de $10^{-5} s^{-1}$ (BARNES, 2000). A Figura 12 mostra o gráfico de viscosidade em função da taxa de cisalhamento de um conjunto óleos de silicone típicos que, normalmente, são fluidos newtonianos.

Figura 12 – Curvas de fluxo para uma série de óleos de silicone



Fonte: Modificado de Barnes (2000)

Quanto menor for o peso molecular deste óleo, menor será a taxa de cisalhamento aplicada sobre este líquido para que ele passe a agir como um fluido não-newtoniano. Nota-se que o início do comportamento não-newtoniano inicia-se a tensões de cisalhamento próximas a 2000 Pa. A água, que também é um fluido newtoniano, apresentaria o mesmo comportamento a valores de taxa de cisalhamento de impossíveis $10^{12} s^{-1}$ (BARNES, 2000). Como outros exemplos de fluidos newtonianos, tem-se os gases e todos os sistemas homogêneos e monofásicos compostos por substâncias de baixo peso molecular, os óleos de baixa viscosidade e seus derivados, soluções salinas, mel, glicerina, entre outros (MACHADO, 2002).

2.4.2.2 Fluidos não-newtonianos

Os fluidos não-newtonianos não possuem uma relação tensão cisalhante *versus* taxa de cisalhamento constante (VLEIT; LYKLEMA, 2005). Estes fluidos são classificados conforme o aspecto da curva de fluxo e correlação com alguma equação ou modelo matemático; a viscosidade varia com a magnitude da taxa de cisalhamento. Qualquer fluido não-newtoniano pode ser definido pela relação da Equação (2.23). O conceito de viscosidade aparente, η_a , proposto por esta equação diz respeito à viscosidade que o fluido teria caso fosse newtoniano naquela condição de fluxo. Esta propriedade é válida para uma determinada taxa de cisalhamento. Ou seja, sempre que for citada, a viscosidade aparente de um fluido não-newtoniano deve vir acompanhada da taxa de cisalhamento correspondente (MACHADO, 2002; VALE et al., 2017).

$$\eta_a = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \quad (2.23)$$

Como exemplo de fluidos não-newtonianos tem-se as dispersões de sólido em líquido, principalmente quando os sólidos interagem com a fase líquida, solvatando-se ou inchando-se. A argila em água, as emulsões concentradas de óleo em água e água em óleo, petróleos e derivados muito viscosos, entre outros (MACHADO, 2002).

2.4.2.2.1 Fluidos não-newtonianos viscoelásticos

Do ponto de vista reológico, as propriedades mecânicas dos materiais são descritas em componentes elástica, viscosa e inercial. Por vezes, o termo “viscoso” não faz menção a um valor de viscosidade, mas pode ser usado com uma palavra genérica para remeter ao fenômeno de escoamento do fluido. O ramo da viscoelasticidade, então, trata de modelar o comportamento de materiais que apresentam o comportamento dual de líquido viscoso e sólido elástico (MACHADO, 2002). Tais substâncias têm resistência à deformação proporcional ao efeito viscoso (usual) somado ao efeito elástico, que é dependente do tempo (BENNETT; MYERS, 1982).

Por meio da relação tensão-deformação, realiza-se as deduções matemáticas que resultam nas equações nas quais aparecem os parâmetros típicos dos fluidos viscoelásticos. Há duas teorias mais conhecidas que consideram o comportamento viscoelástico dos fluidos: o Modelo de Kelvin-Voigt e o Modelo de Maxwell. Em ambos os modelos, são considerados como elementos comportamentais uma mola, que representa o corpo elástico ideal, no qual é aplicada a lei da elasticidade linear de Hooke; e um amortecedor hidráulico, que retrata o líquido viscoso ideal, cujo comportamento é descrito pela lei da viscosidade de Newton (SCHRAMM, 1994). Nesta representação, um pistão está imerso em um fluido viscoso dentro de um cilindro, movimentado-se através de um sistema de eixo-pivotado, comparado a uma mola (MACHADO, 2002).

O Modelo de Kelvin-Voigt combina os modelos de mola e amortecedor através de um arranjo paralelo conforme a Figura 2.24. A tensão total é o somatório das tensões parciais das duas componentes e as deformações são iguais. Ao somar as tensões parciais de cada comportamento, isto é, a equação de Hooke ($\tau = G\gamma$) com a Equação (2.22), tem-se que:

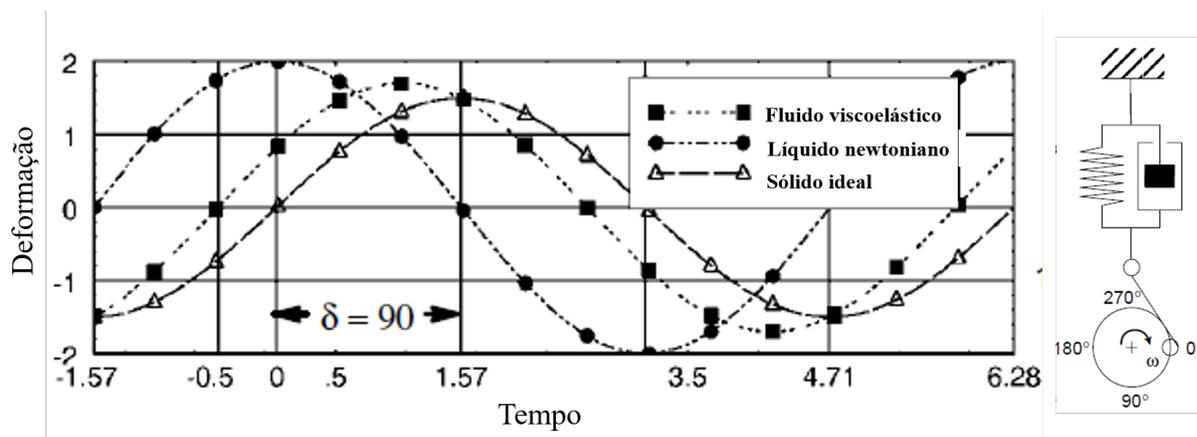
$$\tau = G\gamma + \eta\dot{\gamma} \quad (2.24)$$

Neste teste dinâmico de tensão e deformação realizado sobre a mola e o amortecedor, ω é a velocidade angular e $\gamma_{\text{máx}}$ é a deformação máxima experimentada por ambos. O comportamento descrito pelo sistema, então, é dado por:

$$\tau = G\gamma_{\text{máx}} \sin(\omega t) + \eta\dot{\gamma}_{\text{máx}} \sin(\omega t + \delta), \quad (2.25)$$

onde $\delta =$ ângulo de mudança de fase. Desta forma, a resposta elástica ocorre quando $\delta = 0^\circ$ e a viscosa, quando $\delta = 90^\circ$ (SCHRAMM, 1994; MACHADO, 2002).

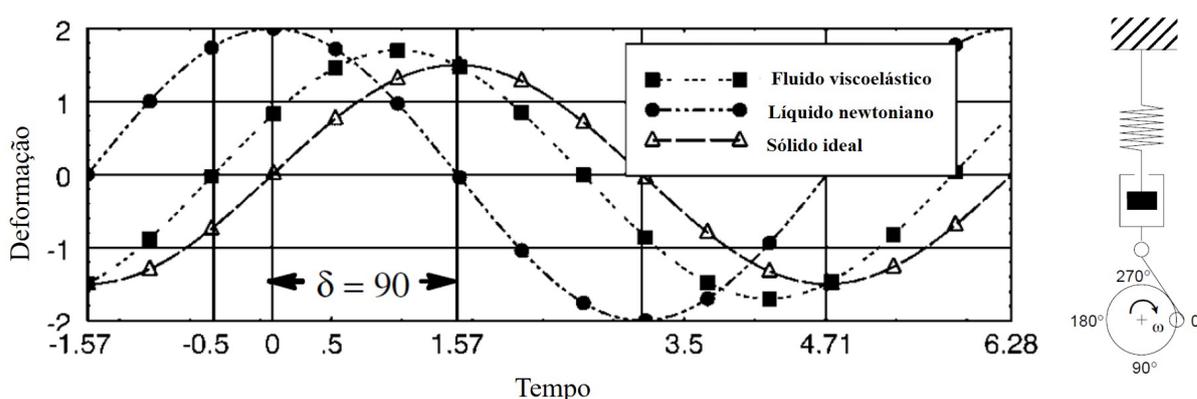
Figura 13 – Testes oscilatórios com fluidos viscoelástico, newtoniano e um sólido ideal, Modelo de Kelvin-Voigt



Fonte: Modificado de Schramm (1994)

O modelo de Maxwell, por sua vez, faz uma combinação do sistema mola-amortecedor em série conforme a Figura 14. Desta forma, a tensão total e a tensão em cada parcela são iguais, já a deformação total é a soma das deformações dos dois elementos.

Figura 14 – Testes oscilatórios com fluidos viscoelástico, newtoniano e um sólido ideal, Modelo de Maxwell



Fonte: Modificado de Schramm (1994)

De acordo com Schramm (1994), a equação correspondente a este modelo é dada por:

$$\left(\frac{1}{G}\right) \left(\frac{\partial \tau}{\partial t}\right) + \left(\frac{\tau}{\eta}\right) = \frac{\partial \gamma}{\partial t} \tag{2.26}$$

onde:

$$\frac{\partial \gamma}{\partial t} = \omega \gamma_{\text{máx}} \cos(\omega t) \quad (2.27)$$

A solução da equação diferencial parcial acima é:

$$\tau = \left(\frac{G\lambda^2\omega^2}{1 + \lambda^2\omega^2} \right) \sin(\omega t) + \left(\frac{G\lambda^2\omega^2}{1 + \lambda^2\omega^2} \right) \cos(\omega t) \quad (2.28)$$

Na Equação (2.28), o termo $\lambda = \frac{\eta}{G}$ é o tempo de relaxação. A resposta do ângulo de fase deste modelo é a mesma do modelo de Kelvin-Voigt.

Caso a deformação seja conduzida a uma taxa de cisalhamento infinitamente pequena, a componente viscosa pode ser desprezada, visto que as características elásticas irão predominar. Por outro lado, se o escoamento for plenamente estabelecido, a componente elástica pode ser desprezada, pois o comportamento viscoso será dominante (MACHADO, 2002). Como exemplo de fluidos viscoelásticos tem-se gelatinas, líquidos poliméricos, biopoliméricos, entre outros (SHIROMA, 2012).

2.4.2.2.2 Fluidos não-newtonianos independentes do tempo

Também chamados de fluidos newtonianos generalizados (GNF - *Generalized Newtonian Fluids*) (CHHABRA; RICHARDSON, 2011), os fluidos não-newtonianos independentes do tempo são aqueles cujas propriedades reológicas independem do tempo de atuação da tensão cisalhante. Como foi visto, a categoria dos fluidos não-newtonianos apresentam a viscosidade em função da taxa de cisalhamento, ou seja:

$$\eta = \eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \neq \text{constante} \quad (2.29)$$

De modo que a relação entre a tensão cisalhante e a taxa de cisalhamento neste caso é dada pela Equação (2.30) (PARÉS et al., 2014):

$$\tau = \eta(\dot{\gamma})\dot{\gamma} \quad (2.30)$$

Neste contexto, um modelo mais simples e bem consolidado encontrado na literatura é o de **Ostwald-de-Waele**, também conhecido como lei de potência, expresso pela Equação (2.31).

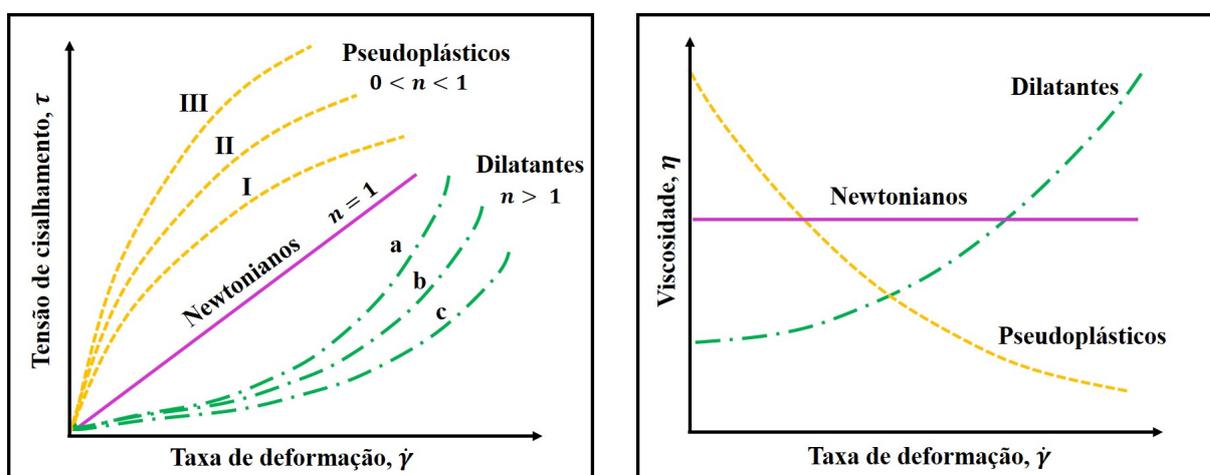
$$\tau = \kappa \dot{\gamma}^n \quad (2.31)$$

A viscosidade aparente deste modelo é, então, dada por:

$$\eta = \kappa \dot{\gamma}^{n-1} \quad (2.32)$$

Nas equações (2.31) e (2.32), os parâmetros reológicos de ajuste de curva n e κ são chamados de índice de comportamento e índice de consistência do fluido, respectivamente, sendo o primeiro um termo adimensional. O índice de consistência representa o grau de resistência do fluido frente ao escoamento; o índice de comportamento do fluido, o “afastamento” do material do fluido newtoniano (MELO, 2014). Os comportamentos observados dependem do valor do índice de comportamento do fluido de potência, que pode assumir valores superiores a zero. A Figura 15 mostra algumas curvas de fluxo hipotéticas e de viscosidade para fluidos de lei de potência.

Figura 15 – Curvas de fluxo e de viscosidade representativas para fluidos de potência



Fonte: Modificado de Machado (2002) e Mezger (2006)

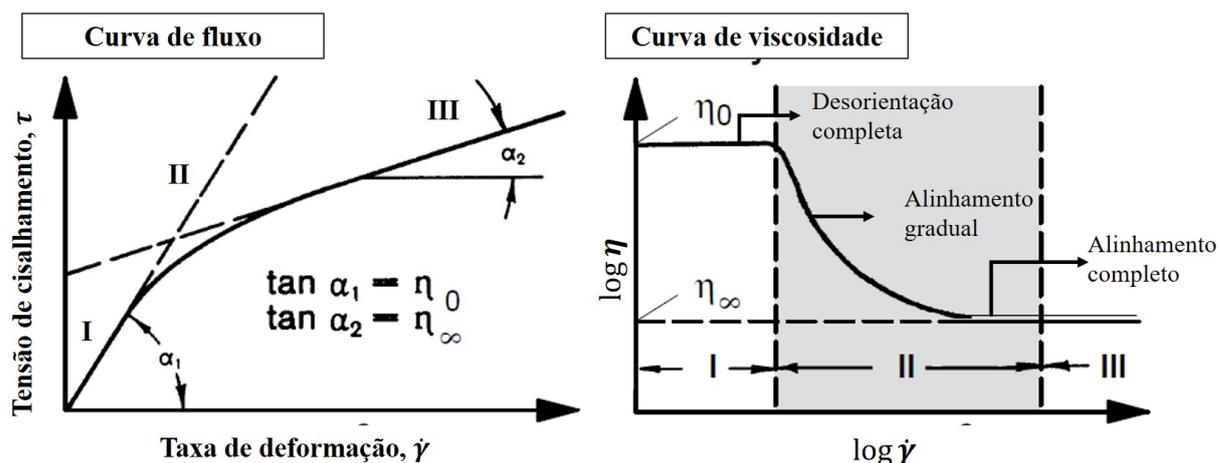
As curvas **I**, **II** e **III** representam os fluidos pseudoplásticos, cujo índice de comportamento é menor que um. As curvas **a**, **b**, **c** são referentes aos fluidos dilatantes, neste caso, o índice de comportamento é maior que um. É possível notar, ainda, que quando o índice de comportamento é igual a um, caracteriza-se um fluido newtoniano.

Os fluidos denominados **pseudoplásticos** apresentam uma diminuição da viscosidade se houver aumento da taxa de cisalhamento. Por exibir este comportamento, estes fluidos também são conhecidos como *shear-thinning fluids* (CHHABRA; RICHARDSON, 2011). Os fluidos pseudoplásticos possuem partículas ou moléculas dispersas com formas irregulares. Em repouso, essas partículas apresentam um movimento browniano, que é responsável por manter a alta resistência interna contra o fluxo (alta viscosidade) (MACHADO, 2002). Este movimento desordenado de átomos e moléculas origina-se por diferenças de temperatura, fazendo com elas se movimentem para posições mais favoráveis (BARNES, 1997). O aumento da taxa de cisalhamento pode ocasionar diminuição da forte ligação das moléculas na fase contínua, separando o soluto do solvente das soluções, diminuindo progressivamente o atrito interno (SOTO, 2010). Estas partículas começam a se alinhar paralelamente na direção do fluxo. Com isto, o movimento delas é facilitado, reduzindo a viscosidade (MACHADO, 2002).

Estes fluidos apresentam dois patamares destacados para o caso em que a viscosidade

comporta-se de forma constante: o primeiro ocorre quando o fluido é submetido a altas taxas de cisalhamento e, conseqüentemente, pequenos valores de viscosidade; no segundo patamar, a taxa de cisalhamento é baixa, portanto, a viscosidade exibe valores altos (SOTO, 2010), conforme pode ser visto na Figura 16, nas curva de viscosidade das regiões de η_0 e η_∞ , respectivamente.

Figura 16 – Curvas de fluxo e de viscosidade de fluidos pseudoplásticos

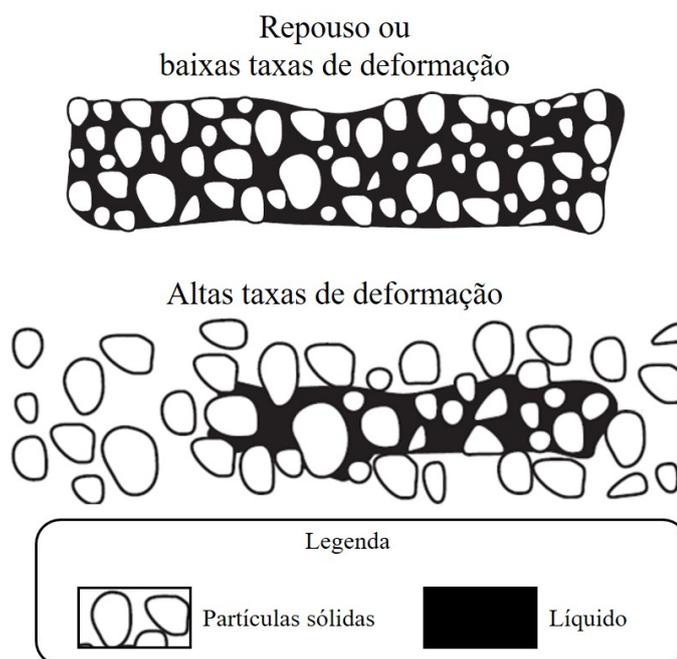


Fonte: Modificado de Schramm (1994)

Na curva de fluxo da Figura 16, nota-se três trechos em destaques. No trecho **I**, a viscosidade η_0 ainda não depende da taxa de cisalhamento, comportando-se como um fluido newtoniano; no trecho **II**, a viscosidade decresce como resultado da orientação das partículas ou moléculas que compõem o fluido; no trecho **III**, a viscosidade η_∞ volta a se comportar de maneira constante. Isto ocorre porque as partículas (ou moléculas) atingem uma orientação quase perfeita e o fluido volta a exibir um comportamento newtoniano. É um fenômeno comum de ser observado e materiais como colas, xampus, soluções poliméricas, tintas, etc., que são exemplos de fluidos pseudoplásticos (MEZGER, 2006).

Os fluidos **dilatantes**, ou *shear-thickening fluids*, agem da forma contrária ao comportamento dos pseudoplásticos: há um aumento da viscosidade quando a taxa de cisalhamento aumenta. É um fenômeno raro nos líquidos e originalmente observado em suspensões concentradas. Quando estas misturas estão em repouso ou sob baixas taxas de cisalhamento, as partículas sólidas presentes nela estão bem empacotadas e o líquido existente nos espaços vazios é suficiente para lubrificá-las. Sob altas taxas de cisalhamento, as partículas espalham-se mais num curto intervalo de tempo e o líquido se torna insuficiente para ser distribuído em todo o novo volume ocupado por elas. Por causa da pouca lubrificação, o sistema torna-se menos viscoso (SCHRAMM, 1994; CHHABRA; RICHARDSON, 2011), como é visto na Figura 17. A dilatância é observada em suspensões concentradas de PVC misturadas com líquidos plastificantes, empregadas na formação de plastissóis (MACHADO, 2002).

Figura 17 – Representação esquemática do comportamento dilatante



Fonte: Modificado de Chhabra e Richardson (2011)

Os fluidos **viscoplásticos**, também conhecidos como pseudoplásticos com limite de escoamento, são caracterizado pela existência de uma tensão limite, τ_0 , que é consequência das forças de interação entre as partículas dispersas (MACHADO, 2002). Uma vez que a magnitude da tensão externa tenha excedido o valor de τ_0 , a curva de fluxo pode ser linear ou não-linear, mas não passa pela origem. Materiais que exibem este comportamento, em repouso, consistem numa estrutura tridimensional interpartículas suficientemente rígida capaz de suportar tensões externas inferiores a τ_0 , comportando-se de modo elástico linear. Todavia, quando a tensão limite do material é atingida, esta estrutura colapsa e a substância passa a se comportar como um material viscoso. Em alguns casos, a consolidação e o colapso da estrutura pode ser reversível (SCHRAMM, 1994; MEZGER, 2006; CHHABRA; RICHARDSON, 2011). O material viscoplástico, portanto, pode se comportar como sólido ou como líquido sob o aspecto reológico. (MACHADO, 2002).

Dois dos modelos viscoplásticos mais conhecidos na literatura são os de Bingham (1922) e o de Herschell-Bulkley. O **modelo de Bingham (1922)** para uma taxa de cisalhamento unidimensional é dado por, onde η_p é a viscosidade plástica :

$$\begin{cases} \tau = \tau_0 + \eta_p \dot{\gamma}, & \text{se } \tau > \tau_0 \\ \dot{\gamma} = 0, & \text{se } \tau \leq \tau_0 \end{cases} \quad (2.33)$$

Ao contrário da viscosidade aparente, a viscosidade plástica, η_p , é a resistência interna real do fluido viscoplástico ao escoamento. Este parâmetro depende da concentração de sólidos

do fluido: quanto maior esse teor, maior a fricção entre as partículas e, conseqüentemente, maior a viscosidade (MACHADO, 2002; VALE et al., 2017). Substituindo-se a Equação (2.33) na Equação (2.29), a viscosidade de Bingham é expressa por:

$$\begin{cases} \eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + \eta_p, & \text{se } \tau > \tau_0 \\ \eta(\dot{\gamma}) \rightarrow \infty, & \text{se } \tau \leq \tau_0 \end{cases} \quad (2.34)$$

No estado limite, ou seja, quando $\dot{\gamma} \rightarrow \infty$, a viscosidade de Bingham tende ao valor da viscosidade plástica.

O modelo de **Herschel-Bulkley**, dado pela Equação (2.35), é também conhecido como fluido de potência com limite de escoamento, possuindo três parâmetros reológicos: a tensão limite de escoamento, o índice de comportamento do fluido e índice de consistência.

$$\begin{cases} \tau = \tau_0 + \kappa(\dot{\gamma})^n, & \text{se } \tau > \tau_0 \\ \dot{\gamma} = 0, & \text{se } \tau \leq \tau_0 \end{cases} \quad (2.35)$$

A viscosidade de Herschel-Bulkley, é dada por:

$$\begin{cases} \eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}} + \kappa(\dot{\gamma})^{n-1} & \text{se } \tau > \tau_0 \\ \eta(\dot{\gamma}) \rightarrow \infty & \text{se } \tau \leq \tau_0 \end{cases} \quad (2.36)$$

Dos modelos matemáticos até aqui apresentados, o de Herschel-Bulkley é o mais completo, no entanto, apresenta descontinuidade no campo de tensões cisalhante, assim como o modelo de Bingham. Em outras palavras, ambos os modelos são incapazes de descrever o comportamento de um fluido quando este está submetido a um tensão cisalhante inferior ao seu limite de escoamento, ditas zonas de tensões rígidas ou não-escoadas (SOTO, 2010). Isto ocorre quando a taxa de cisalhamento tende a zero, implicando em valores infinitos para a viscosidade, conseqüentemente, possuem derivadas descontínuas. Alguns modelos para fluidos viscoplásticos surgem como uma alternativa aos anteriores, tais como as modificações propostas por Papanastasiou (1987) e Mendes e Dutra (2004).

Com a finalidade de superar a desvantagem dos modelos viscoplásticos supracitados, Papanastasiou (1987) introduziu uma aproximação na qual as zonas rígidas passam a ser consideradas como zonas extremamente viscosas. Como consequência disto, obtém-se uma distribuição de tensões de cisalhamento contínua em todo o domínio da taxa de cisalhamento, oferecendo uma boa convergência e permitindo uma caracterização adequada das superfícies de escoamento do material (SOTO, 2010). O modelo generalizado de **Papanastasiou** (Equação (2.37)) é bastante utilizado por ser facilmente implementado, visto que possui derivadas contínuas.

$$\tau = \tau_0(1 - e^{-m\dot{\gamma}}) + \kappa(\dot{\gamma})^n \quad (2.37)$$

O parâmetro m controla o crescimento da taxa de cisalhamento à medida que o material é deformado. Quanto maior o valor de m , mais a função se aproxima do modelo de Herschel-Bulkley (MELO, 2014). Além do mais, m controla a função exponencial do modelo, garantindo um crescimento rápido da viscosidade nas transições de regiões escoadas para regiões não-escoadas (SOTO, 2010). A viscosidade de Papanastasiou, é expressa por:

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}}(1 - e^{-m\dot{\gamma}}) + \kappa(\dot{\gamma})^{n-1} \quad (2.38)$$

Embora o modelo de Papanastasiou, assim como o de Herschel-Bulkley, forneça uma boa aproximação, não representa o comportamento real de um fluido viscoplástico. O parâmetro m , da Equação (2.37), por exemplo, não possui significado físico (RAMOS, 2008). Com isso, Mendes e Dutra (2004) propuseram uma modificação neste modelo, conhecido como **SMD**, conforme mostra a Equação (2.39).

$$\tau = (1 - e^{-\frac{\eta_p \dot{\gamma}}{\tau_0}})(\tau_0 + \kappa(\dot{\gamma})^n) \quad (2.39)$$

A viscosidade do modelo SMD é dada por:

$$\eta(\dot{\gamma}) = \frac{\left(1 - e^{-\frac{\eta_p \dot{\gamma}}{\tau_0}}\right) (\tau_0 + \kappa \dot{\gamma}^n)}{\dot{\gamma}} \quad (2.40)$$

Ao aplicar o limite e a regra de L'Hopital na Equação (2.40), com a taxa de cisalhamento tendendo a zero, a viscosidade passa a apresentar um valor finito. No entanto, quando a taxa de cisalhamento tende ao infinito, a viscosidade tende zero. Isto não possui significado físico, já que todos os fluidos reais apresentam resistência ao escoamento.

$$\eta(0) = \lim_{\dot{\gamma} \rightarrow 0} \left(\frac{\left(1 - e^{-\frac{\eta_p \dot{\gamma}}{\tau_0}}\right) (\tau_0 + \kappa \dot{\gamma}^n)}{\dot{\gamma}} \right) = \lim_{\dot{\gamma} \rightarrow 0} \left(\frac{\left(\frac{\eta_p}{\tau_0}\right) \left(e^{-\frac{\eta_p \dot{\gamma}}{\tau_0}}\right) (\tau_0 + \kappa \dot{\gamma}^n)}{1} \right) = \eta_p \quad (2.41)$$

Para contornar este problemas, Mendes (2009) propôs uma modificação no modelo SMD com a finalidade de se obter um valor constante para viscosidade que tendesse a η_∞ , dado pela Equação (2.42).

$$\tau = \left(1 - e^{-\frac{\eta_p \dot{\gamma}}{\tau_0}}\right) (\tau_0 + \kappa \dot{\gamma}^n) + \eta_\infty \dot{\gamma} \quad (2.42)$$

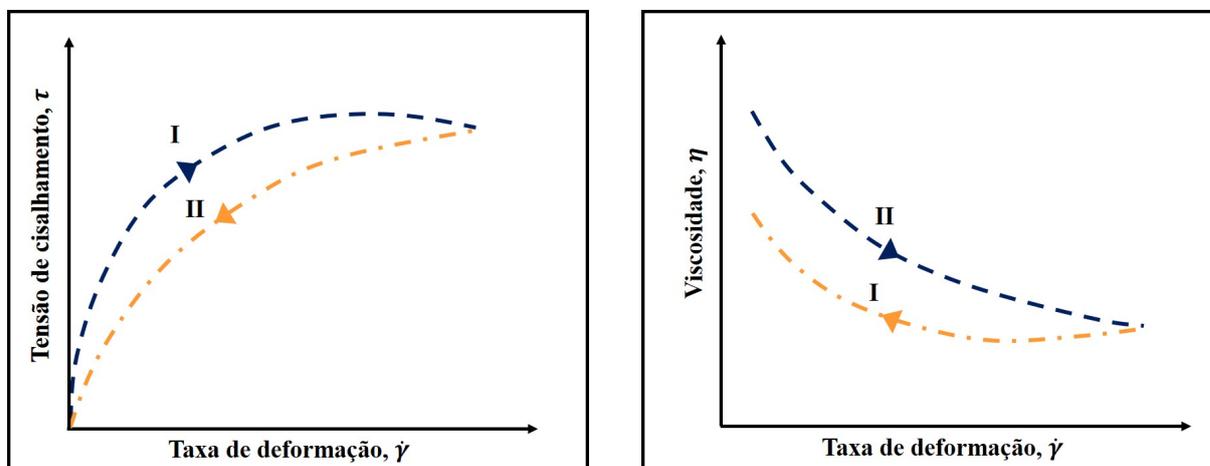
Os exemplos de materiais típicos que apresentam limite de escoamento real são dispersões em argila com polímeros, fluidos de perfuração, pastas de dente, pastas de cimento, dentre outros (MACHADO, 2002). As classificações reológicas vistas até então não levam em consideração o efeito do tempo sobre a relação τ versus $\dot{\gamma}$. À uma taxa de cisalhamento constante, o comportamento dos fluidos que fazem parte desta categoria apresentam dependência com o tempo.

2.4.2.2.3 Fluidos não-newtonianos dependentes do tempo

Na prática, a viscosidade aparente dos fluidos pode depender não somente da taxa de cisalhamento, mas também do tempo ao qual o fluido está sendo submetido ao cisalhamento. Os fluidos dependentes do tempo são classificados em **tixotrópicos** e **reopéticos** (CHHABRA; RICHARDSON, 2011). A **tixotropia** representa o fenômeno no qual a viscosidade aparente do fluido diminui com o tempo de aplicação da taxa de cisalhamento. É o que se observa em líquidos pseudoplásticos, por exemplo. Este fenômeno irá depender principalmente da orientação ou alinhamento na direção do fluxo superando o efeito randômico do movimento browniano das moléculas. Esta orientação é novamente perdida tão rápido quanto ela surgiu (SCHRAMM, 1994). Os fluidos reopéticos comportam-se de maneira contrária: a viscosidade aparente do fluido tende a aumentar com o aumento da taxa de cisalhamento. A **reopetia** ou **tixotropia negativa** é um fenômeno muito raro de ser observado dentre os fluidos (MACHADO, 2002).

Num gráfico τ versus $\dot{\gamma}$ de um material pseudoplástico, ao se aumentar uniformemente a taxa de cisalhamento, a curva de fluxo será ascendente; quando a taxa de cisalhamento decresce uniformemente, tal curva será descendente; as duas curvas irão se sobrepor. Num material tixotrópico, por outro lado, as curvas ascendentes e descendentes não serão sobrepostas (SCHRAMM, 1994), conforme pode ser visto nos gráficos da Figura 18: **I**) curva ascendente; **II**) curva descendente.

Figura 18 – Curvas de fluxo e de viscosidade para um fluido tixotrópico

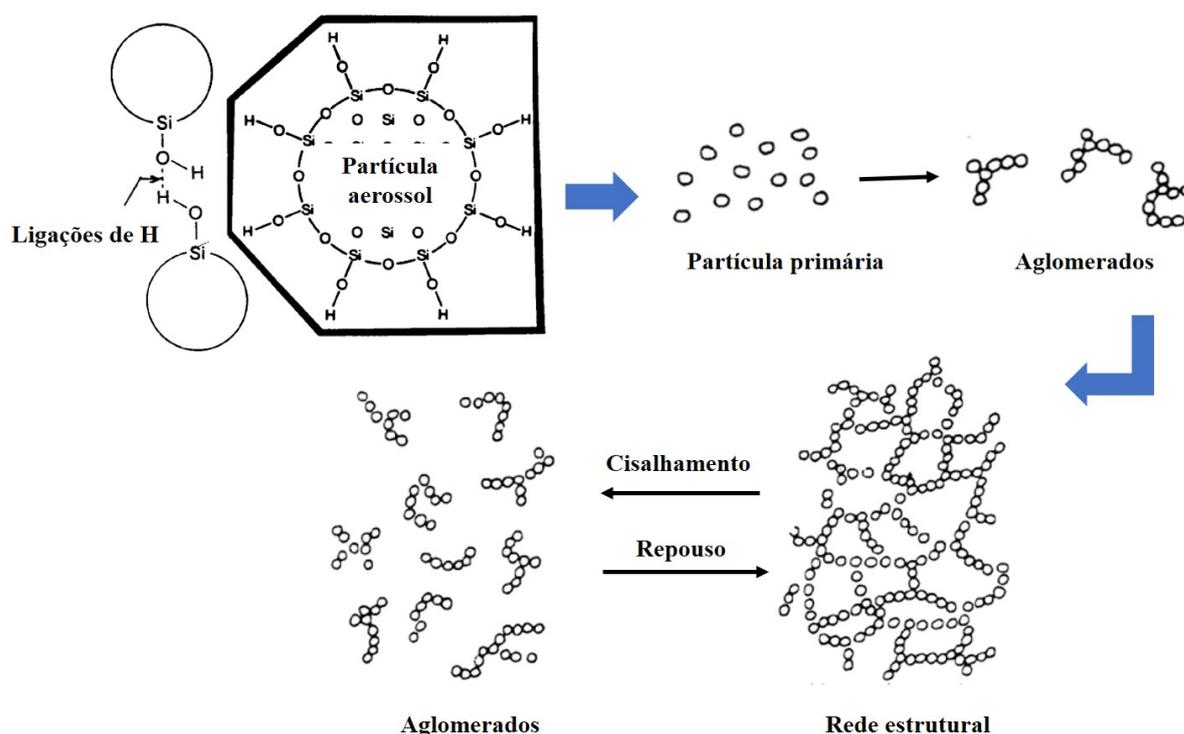


Fonte: Modificado de Schramm (1994)

No gráfico da Figura 18, vê-se que o fluido terá dois valores de viscosidade para a mesma taxa de cisalhamento. A diferença entre estes valores é influenciada pelo grau de tixotropia do fluido (MACHADO, 2002). A área entre as curvas de ambos os gráficos da Figura 18 é denominada histerese e suas proporções irão depender da duração do cisalhamento, da taxa de crescimento/diminuição da taxa de cisalhamento e do histórico de cisalhamento do fluido. Quanto maior for esta área, maior será a dependência do tempo observada no material tixotrópico. Portanto, a histerese nos fluidos independentes do tempo é igual a zero (CHHABRA; RICHARDSON, 2011).

Além da orientação das partículas, o que se observa nos fluidos tixotrópicos em repouso é a interação entre elas com o tempo. Isto possibilitará a formação de uma microestrutura tri-dimensional. Em comparação com as forças entre partículas ou moléculas, estas ligações — freqüentemente, ligações de hidrogênio ou iônicas — são relativamente fracas: rompem-se facilmente quando o fluido está submetido ao cisalhamento por um período de tempo (SCHRAMM, 1994). Este processo é melhor visualizado na Figura 19.

Figura 19 – Interação interpartícula em dispersões tixotrópicas



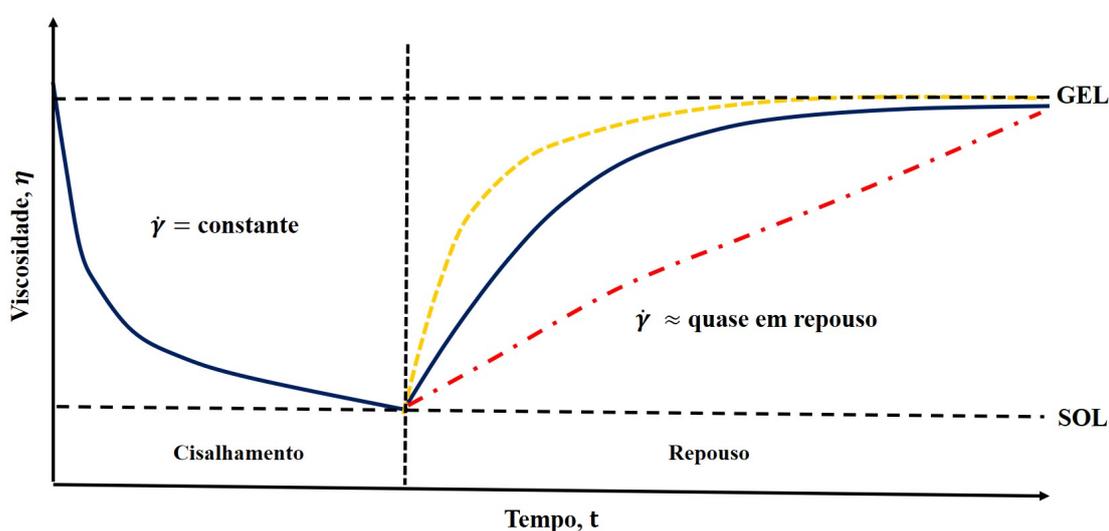
Fonte: Modificado de Schramm (1994)

Todos os líquidos com microestrutura podem exibir um comportamento tixotrópico. Isto ocorre porque a tixotropia reflete o tempo finito que leva para a uma microestrutura deformada retornar ao seu estado inicial, a partir de diferentes estados de escoamento ou do repouso. A força motriz das mudanças microestruturais no escoamento são resultado da competição entre a sua desagregação, devido a tensões de escoamento, e a sua reconsolidação devido às colisões

do movimento browniano. A mínima microestrutura é vista quando a distribuição espacial é randômica (nas três dimensões) e a máxima, no alinhamento das partículas. O estado de mínima microestrutura pode ser alcançado em segundos ou horas; o retorno para máxima microestrutura pode levar muito mais tempo (BARNES, 1997).

O fluido tixotrópico em repouso alcançará o estado chamado de **gel**, no qual se recupera a viscosidade; quando o fluido atinge a sua fluidez, diz-se que este retornou ao estado **sol**, no qual a viscosidade decresce. Isto ocorrerá sob condições dinâmicas, caracterizando a tixotropia como um fenômeno isotérmico e reversível. Depois de um tempo de repouso, a tensão mínima necessária para promover o escoamento do fluido é superior (MACHADO, 2002). A Figura 20 mostra a curva de viscosidade de um fluido tixotrópico.

Figura 20 – Curva de viscosidade *versus* tempo de um fluido tixotrópico



Fonte: Modificado de Schramm (1994)

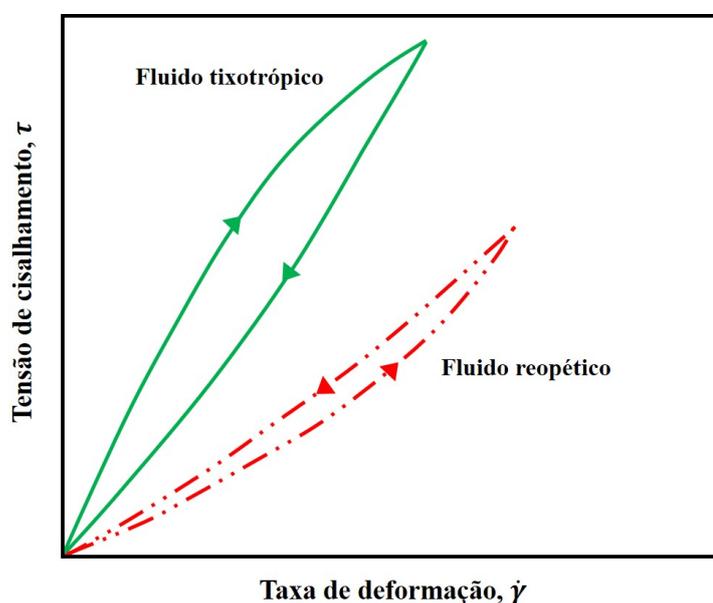
Neste gráfico, é possível perceber que a viscosidade decresce exponencialmente com o tempo sob uma taxa de cisalhamento constante, e que o estado gel demora mais tempo para ser atingido quando o fluido está praticamente em repouso. O tempo de recuperação irá depender da natureza deste fluido e da temperatura (SCHRAMM, 1994).

Um líquido tixotrópico é definido pelo potencial de ter sua estrutura gel recuperada sempre que for deixado em repouso por um período de tempo. A mudança de estado gel para sol (e vice-versa) é reversível e pode ocorrer por várias vezes. Os fluidos não-tixotrópicos, no entanto, podem conter estruturas orgânicas e estas ao serem destruídas durante o cisalhamento, não recuperam mais a forma molecular original (SCHRAMM, 1994). A força gel de um fluido tixotrópico é um parâmetro que permite caracteriza-lo bem e é dado pelas tensões de cisalhamento nos tempos inicial (τ_i) e final (τ_f) de repouso (Equação (2.43)).

$$\text{Força Gel} = \tau_f - \tau_i \quad (2.43)$$

Os efeitos da histerese também são observados nas curvas de fluxo dos fluidos reopéticos, no entanto, o comportamento das curvas ascendente e descendente é diferente se comparado ao gráfico do comportamento tixotrópico, como pode ser visto na Figura 21. Nos líquidos reopéticos, a microestrutura tridimensional das partículas é quebrada quando o fluido estiver em repouso e reconsolidada quando o fluido for submetido ao cisalhamento. No entanto, se a taxa de cisalhamento atingir valores muito altos, a quebra da microestrutura pode ocorrer. Não é incomum a mesma dispersão exibir tixotropia e reopetia, isto irá depender de fatores como a taxa de cisalhamento aplicada e/ou a concentração de sólidos (CHHABRA; RICHARDSON, 2011).

Figura 21 – Comparação entre as curvas de fluxo de fluidos tixotrópico e reopético



Fonte: Modificado de Chhabra e Richardson (2011)

Como exemplos de fluidos tixotrópicos, tem-se suspensões concentradas, suspensões de bentonita, emulsões, fluidos de perfuração, ceras de óleo cru, proteínas, entre outros (BARNES, 1997). E de fluidos reopéticos, suspensões coloidais de pentóxido de vanádio sob taxas de cisalhamento moderadas, lamas de carvão e água (CHHABRA; RICHARDSON, 2011).

De acordo com Machado (2002), os dados reológicos coletados em estudos experimentais são obtidos por meio de ensaios em viscosímetros ou reômetros. Os viscosímetros são equipamentos que medem a resposta reológica dos fluidos puramente viscosos (ou seja, a componente elástica é desprezada) sob cisalhamento contínuo, caracterizando-o, indiretamente, por meio de grandezas físicas, tais como velocidade angular, torque, ângulo de deflexão (para os viscosímetros rotativos), tempo, queda de pressão, vazão (para viscosímetros tabulares), etc. Os reômetros, por sua vez, são projetados para atender a uma demanda mais abrangente em relação aos viscosímetros: tais equipamentos medem propriedades viscoelásticas dos materiais.

Ainda segundo o autor, as grandezas obtidas diretamente destes equipamentos são con-

vertidas em unidades de tensão, taxa de cisalhamento e, conseqüentemente, em viscosidade, por meio de equações deduzidas partindo de princípios e leis da mecânica clássica. A viscosidade e outros parâmetros reológicos, como limite de escoamento, índices de consistência e de comportamento, são determinados considerando-se um certo modelo reológico. Constrói-se uma matriz de resultados, com intervalos bem definidos de taxa de cisalhamento, temperatura, pressão e tempo, que será estudada por meio de análises gráfica ou matemática. A primeira consiste na comparação visual de curvas de fluxo ou de viscosidade obtidas numa determinada escala (cartesiana ou logarítmica, etc.) com modelos reológicos conhecidos; a segunda determina parâmetros de correlação e estatísticos, como correlação, desvio e afastamento relativo, com os resultados experimentais, a fim de definir o modelo que melhor se ajuste aos resultados medidos e calculados.

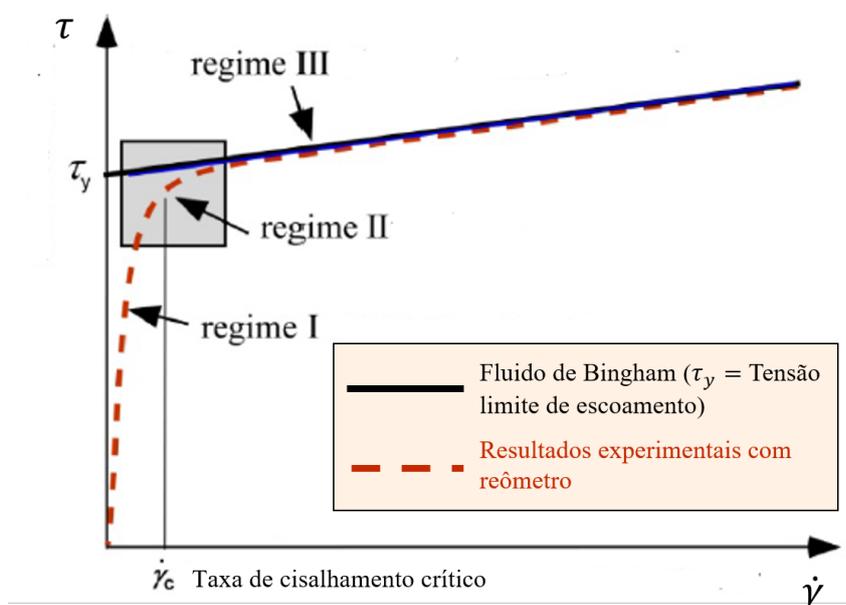
2.4.3 Estudo do comportamento reológico dos solos argilosos como um material viscoplástico

A análise das propriedades reológicas do solo requer a duas linhas de investigação. Uma delas é referente ao fluxo em deslizamentos de terra devido o cisalhamento, que é utilizado para resolver problemas de estabilidade de barragens, muros de contenção, taludes, etc. A outra linha de estudo diz respeito à fluência do solo na deformação volumétrica desenvolvida com o tempo. Apesar dos vários trabalhos encontrados na literatura sobre este tema, os estudos das propriedades reológicas dos solos argilosos estão sob constante mudanças (VYALOV, 1986).

O comportamento do material irá depender de fatores como o tipo e a concentração de argila, pH do solo, entre outros, além da intensidade do carregamento aplicado sobre o corpo considerado (MACIEL et al., 2009). É sabido que materiais com pequenas concentrações de sedimentos comportam-se como fluidos newtonianos. Aumentando-se a concentração, a mistura passará a mostrar propriedades não-newtonianas. Esta concentração pode variar a depender do tamanho do grão, da composição de minerais dos sedimentos e com a quantidade de água (WANG et al., 1994).

A discussão do comportamento reológico em testes de laboratório ocorre das tentativas de modelagem encontradas na literatura a partir dos raros dados de campo disponíveis (MACIEL et al., 2009). Jeong (2014) explica que o comportamento do solo argiloso pode ser dividido em três regimes: regime 1 corresponde às interações das partículas do solo enquanto a velocidade de cisalhamento é baixa. Com isso, este solo se comporta como um sólido. O regime 2 (região hachurada em cinza) é a transição do comportamento, momento no qual a taxa de cisalhamento atinge um valor crítico, $\dot{\gamma}_c$, e o solo passa a apresentar uma tensão de escoamento aparente. No regime 3, que é governado pela viscosidade, o solo passa a agir como um fluido, conforme pode ser visto na Figura 22.

Figura 22 – Representação gráfica da modelagem reológica do solo e seu comportamento



Fonte: Modificado de Jeong (2014)

A tentativa mais comum é modelar o comportamento do solo como sendo um plástico de Bingham (MACIEL et al., 2009). Dentre os trabalhos precursores relevantes nesta área, Maslov (1939) foi o primeiro a provar experimentalmente a aplicabilidade do modelo de Bingham em solos argilosos. Este autor realizou um dos testes pioneiros em argilas sob cisalhamento a fim de prever a estabilidade de estruturas de retenção de água. O mesmo conceito também foi demonstrado por Geuze e Tan (1953), realizando testes de torção em cilindros concêntricos. O modelo de Bingham ainda é utilizado em trabalhos mais recentes para aproximar o comportamento do solo argiloso, tal como fez Jeong (2014), quando visou determinar a tensão de cisalhamento do material estudado por ensaios reológicos, de acordo com o que é visualizado na Figura 22.

É importante observar que considerar o modelo de Bingham na análise reológica de lamas pode superestimar significativamente a tensão limite de escoamento verdadeiro deste material, visto que a sua viscosidade decresce gradualmente com o aumento da taxa de cisalhamento (WAN, 1985; O'BRIEN; JULIEN, 1988). Huang e Garcia (1998) observaram isto ao compararem os valores de tensão limite e viscosidade obtidos em seu experimento como os de Wan (1985), conforme pode ser visto na tabela da Figura 23. Além do mais, lamas com altas concentrações de sólidos, geralmente, tendem a expressar ainda mais o comportamento pseudoplástico com limite de escoamento se comparadas àquelas que contém baixa concentração (HUANG; GARCIA, 1998). A primeira situação é o caso dos solos argilosos não-drenados (BOUKPETI et al., 2012; ZHU et al., 2017).

Figura 23 – Comparação de parâmetros reológicos para suspensão de caulinita obtidos com os modelos de Bingham e de Herschel-Bulkley

Casos	C_v (%)	Plástico de Bingham (Wan, 1982)		Herschel-Bulkley (Huang e García, 1998)		
		τ_y (N m ⁻²)	η (N m ⁻² s)	τ_y (N m ⁻²)	η (N m ⁻² s ⁿ)	n
(1)	14.9	5.178	0.00889	2.800	0.910	0.30
(2)	12.6	2.764	0.00638	2.100	0.090	0.59
(3)	10.5	1.424	0.00488	0.875	0.095	0.54
(4)	7.4	0.499	0.00358	0.085	0.080	0.50

Fonte: Modificado de Huang e Garcia (1998)

Sendo assim, há trabalhos que passaram a considerar o comportamento de matrizes argilosas e suspensões hiperconcentradas obedecendo ao modelo de Herschel-Bulkley. Como exemplo, tem-se os estudos de Melo (2014), Adamson (2017), Wang e Song (2019), entre outros.

Melo (2014), visando estudar o comportamento do material resultante de deslizamentos na região serrana do Rio de Janeiro, utilizou os modelos de Bingham, de Herschel-Bulkley e de Papanastasiou nas análises das amostras do material viscoso formado pela mistura de solo + água, provenientes de escorregamentos na região serrana do Rio de Janeiro. A autora, então, realizou ensaios de reometria rotacional dessas amostras, com diferentes teores de umidade, para obter os dados reológicos experimentais. Os modelos propostos foram utilizados na aproximação dos resultados obtidos, a fim de observar qual deles melhor prevê o comportamento do material analisado.

Adamson (2017) também estudou o solo advindo de deslizamentos em solos argilosos do Canadá e da Noruega. Em seus experimentos, os dados foram obtidos por viscosimetria. O autor, então, identificou que, ao aplicar o cisalhamento sobre o material, este apresentou um comportamento pseudoplástico, considerando, assim, modelo de Herschel-Bulkley para descrever o material em questão.

Com o objetivo de ilustrar o mecanismo de jateamento num solo marinho argiloso, Wang e Song (2019) propuseram um estudo experimental e numérico. O intuito foi obter dados da influência das características hidrodinâmicas do jato incidente durante o processo de perfuração. O experimento realizado pelos autores visou acompanhar, visualmente e através de dados coletados em intervalos de tempo definidos, o desenvolvimento do perfil de velocidade e de profundidade desenvolvido pelo jato na amostra, dentre outros parâmetros que afetam a operação de jateamento. Para fins de comparação, os autores também desenvolveram um estudo numérico em CFD do sistema analisado. Os dados reológicos coletados da literatura ou, então, estipulados pelos autores, foram utilizados para desenvolver o modelo computacional, os quais são os mesmos da análise experimental. Baseados nos trabalhos de Besses et al. (2003) e Zhu e Ran-

dolph (2011), consideraram que o modelo de Herschel-Bulkley seria adequado para representar o comportamento da amostra analisada. Os resultados experimental e numérico observados por Wang e Song (2019) mostraram uma boa aproximação.

Gomes et al. (2020) e Pacheco e Santos (2020) também consideraram o solo marinho coesivo como material viscoplástico modelado por Herschel-Bulkley para simular a operação de jateamento. Ambos os trabalhos foram desenvolvidos com o auxílio da fluidodinâmica computacional e tiveram como intuito analisar a influência de parâmetros reológicos, tais como o limite de escoamento, o índice de consistência e a viscosidade limite (parâmetro referente a um modelo de Herschel-Bulkley modificado inerente ao software utilizado) na performance do jato. Nestes estudos, é possível constatar que, dentre parâmetros analisados, a viscosidade limite é o que possui maior controle na escavação do solo quando está se considerando a abordagem reológica para modelar o problema proposto. Os autores também destacam em seus respectivos estudos a pouca disponibilidade, ou praticamente a ausência, de informações experimentais acerca da reologia de solos marinhos coesivos, que carece de informações necessárias à validação deste tipo de abordagem.

2.5 Fluidodinâmica Computacional

No início do século XIX, engenheiros e matemáticos estudavam como ocorriam os fenômenos fluidodinâmicos (SHANG, 2004). Os estudos empíricos requeriam informações inestimáveis para a época, além da dificuldade de aplicação da teoria existente, o que culminava em resultados restritos. Os estudos matemáticos, por sua vez, careciam de informações experimentais, fazendo com que bastante simplificações fossem adotadas nos equacionamentos. Com isso, experimentalistas e matemáticos se uniram mediante a necessidade de desenvolver modelos que pudessem representar os fenômenos físicos corretamente.

Ainda na primeira metade do século XX, os pioneiros Richardson (1911) e Courant et al. (1928) desenvolveram trabalhos que consistiram na investigação do escoamento dos fluidos e no desenvolvimento de técnicas numéricas poderosas com descrições avançadas para todos os tipos de escoamentos (SHANG, 2004). Mais tarde, Allen e Southwell (1955) resolveram os primeiros cálculos de escoamento viscoso incompressível. Posteriormente, alguns livros, como os de Forsyth e Wason (1960) e Richtmyer e Morton (1967), trataram de vários aspectos da análise numérica aplicada à dinâmica dos fluidos, levando em consideração a solução dos problemas no tempo. Na década de 1980, a indústria aerodinâmica impulsionou avanços na fluidodinâmica computacional.

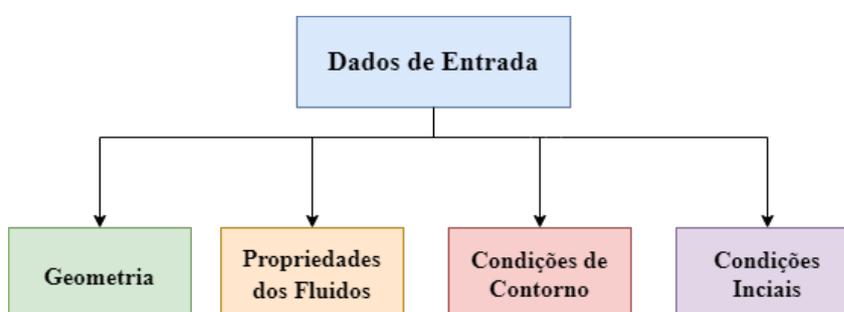
Numa breve definição, a fluidodinâmica computacional, ou CFD (*Computational Fluid Dynamics*), consiste num grupo de técnicas matemáticas, numéricas e computacionais utilizadas em simulações a fim de prever fenômenos físicos de escoamento. As técnicas matemáticas são os modelos matemáticos descritos pelas equações governantes da mecânica dos fluidos em

forma de EDPs (equações diferenciais parciais), ou integral-diferenciais, que expressam leis de conservação; as numéricas são referentes ao método numérico apropriado utilizado pelo *software* (e. g. volumes finitos, diferenças finitas, elementos finitos, etc.) (VERSTEEG; MALASEKERA, 2007). O método numérico irá fornecer uma forma matemática de encontrar as soluções aproximadas das equações diferenciais parciais inerentes ao escoamento (GÓMEZ, 2013).

Para se obter uma solução numérica aproximada dos fenômenos naturais, utiliza-se métodos de discretização que aproximam as EDPs por um sistema algébrico de equações, que podem ser resolvidos num computador. Estas aproximações são aplicadas em pequenos domínios no espaço e/ou tempo, assim, as soluções numéricas fornecem resultados na localização discreta referente eles. Quando as equações governantes são devidamente conhecidas, as soluções com a precisão desejada podem ser obtidas (FERZIGER et al., 2020).

A modelagem de um problema requer informações de entrada, conforme o diagrama da Figura 24, para a correta representação do fenômeno. Quanto maior for a quantidade e a qualidade dos dados reais, mais fiel será a simulação numérica do problema proposto. No entanto, muitas vezes, nem todos os dados necessários estão disponíveis. Sendo assim, deve-se estimá-los por meio de trabalhos semelhantes e validados encontrados na literatura.

Figura 24 – Informações de entrada necessárias para a modelagem do problema físico num *software* de CFD



Fonte: Autor (2020)

A geometria representa a forma do sistema modelado, na qual é possível definir o tamanho do domínio, entradas e saídas do fluidos etc. A partir da geometria desenhada no programa, a malha computacional será gerada: consiste, basicamente, na subdivisão deste domínio numa série de elementos/células menores. Ao supor, então, um volume de controle no qual pretende-se realizar um balanço de conservação das propriedades de interesse (e. g. massa, movimento e energia), tem-se como resultado da solução deste problema uma propriedade definida em cada elemento. Assim, a solução do sistema de equações pode fornecer, por exemplo, a velocidade nas direções x, y e z, a pressão e a temperatura. A malha, portanto, é a representação discreta da geometria do problema.

É importante destacar que a solução em CFD depende do número de elementos da malha

confeccionada: teoricamente, quanto maior a quantidade de células, maior será a convergência. Ou seja, quanto maior o refinamento da malha, mais a solução numérica se aproximará do resultado analítico. No entanto, neste casos, maior será o esforço computacional. De modo geral, malhas consideradas ótimas, ou seja, são refinadas nos locais onde há mudanças bruscas das propriedades e relativamente grossas onde não há mudanças tão significativas (LEITE, 2009).

O modelo numérico do *software* é um problema de contorno e todos os limites de sua geometria representam um conjunto de restrições adicionais, chamado de condições de fronteira ou de contorno, as quais ditam como o fenômeno físico ocorre na região interna da geometria: os elementos de malha localizados nestas regiões irão replicar as informações dos bordos para as células vizinhas interiores à geometria. Isto é possível porque as condições de contorno estão associadas às equações a serem resolvidas em cada elemento. A condição inicial, por sua vez, refere-se ao valor da função objetivo de uma equação diferencial em um determinado ponto, por exemplo, $t = 0$. Com isso, a equação diferencial especificará como o sistema irá evoluir ao longo do tempo dadas as condições iniciais.

Os pacotes computacionais possuem interfaces que permitem que o usuário interaja com o programa. Alguns *softwares* possuem os três elementos principais de um simulador, que correspondem às etapas de pré-processamento, de processamento (solver) e de pós-processamento. No pré-processamento, ocorre a definição da geometria de interesse (domínio computacional), a seleção dos modelos que descrevem os fenômenos físicos considerados na modelagem (e. g. modelos de turbulência e funções de parede), a definição das propriedades do fluido e a especificação das condições de contorno, da geração da malha do volume de controle. No processamento, é onde ocorrerá a simulação a partir dos dados de entrada da etapa anterior, o solver utilizará as técnicas numéricas do código para obter os dados de saída, ou soluções. No pós-processamento, haverá a apresentação ou visualização dos dados obtidos na simulação da malha, tais como, de vetores, de contornos e de *streamlines*, mostrando a direção e a magnitude das variáveis analisadas no escoamento. Além do mais, é possível visualizar animações e gráficos (2D e 3D) relacionando os parâmetros de interesse (LEITE, 2009).

2.6 Ferramenta Computacional

A modelagem e a simulação numérica deste trabalho foram realizadas no simulador comercial de fluidodinâmica computacional SIMULIA XFLOW©(Dassault Systèmes), versão 2020. O XFLOW desenvolve os cálculos do escoamento por meio do Método Lattice-Boltzmann (LBM), lidando, basicamente, com a distribuição cartesiana de pontos discretos que formam uma “nuvem de pontos”, não sendo necessária a geração de uma malha computacional propriamente dita, como é necessário nos *softwares* de CFD que utilizam métodos numéricos macroscópicos tradicionais. Esta é uma das etapas mais trabalhosas do pré-processamento, e a má qualidade da malha resulta em problemas de estabilidade numérica e de convergência

(DASSAULT SYSTÈMES, 2019a). Desta forma, no XFLOW, as fases de pré-processamento e de processamento se tornam mais eficientes.

Por não gerar malha computacional, o XFLOW pode ser uma alternativa aos *softwares* de CFD tradicionais que trabalham com modelo de Malha Dinâmica (*Dynamic Mesh Model*), um tipo de refinamento de malha adaptativo (OLIVEIRA et al., 2013; ROMANETTO, 2014). O modelo de malha dinâmica é uma aproximação para a modelagem em estado transiente, que é bastante complexa e requer mais tempo de simulação (ANSYS FLUENT, 2009), podendo levar meses para alcançar a solução. A exemplo disto, Hamne (2014) tentou utilizar o modelo de malha dinâmica em CFD, no *software* ANSYS Fluent, para modelar o escoamento de fluido através de uma broca rotacionando. O tempo de simulação estimado, para as condições consideradas em seu trabalho, seria superior a seis meses, o que tornaria seu estudo inviável. Sendo assim, como o XFLOW não gera uma malha computacional propriamente dita, mas os cálculos do escoamento são realizados por um método numérico de colisão de partículas, torna-se uma opção viável para se trabalhar com geometrias que variam ao longo do tempo.

Este *software* também possui uma tecnologia de refinamento adaptativo em regiões próximas ao escoamento. Isto favorece a concentração de pontos nas regiões de interesse do domínio, diminuindo a resolução nas regiões pouco relevantes e o desenvolvimento de domínios fluidos multifásicos é de alta complexidade. Além do mais, com o LBM, não é necessário o monitoramento de interface nas análises de escoamentos multifásicos e a paralelização é simplificada (MOHAMAD, 2011). Na paralelização, vários cálculos são executados simultaneamente, dividindo as atividades entre diferentes processadores (GOTTLIEB; ALMASI, 1989), faz-se necessária principalmente na computação de alto desempenho como na CFD.

2.7 Formulação Matemática

2.7.1 A equação de transporte de Boltzmann

Considerando-se a abordagem macroscópica da matéria, ao aplicar as leis de transporte de massa (lei de conservação de massa), de momento (segunda Lei de Newton) e de energia (primeira Lei da Termodinâmica) a um volume de controle infinitesimal, é possível encontrar equações diferenciais parciais ou ordinárias que representem matematicamente o fenômeno físico observado. Através da abordagem microscópica, por sua vez, considera-se que um conjunto de partículas, sejam elas átomos ou moléculas, estejam colidindo entre si, fazendo-se necessário observar as forças inerentes ao fenômeno e resolver as equações diferenciais referentes à conservação de momento. Neste grau, a pressão e a temperatura relacionam-se à energia cinética das partículas, bem como à frequência delas (MOHAMAD, 2011).

No contexto da dinâmica molecular, ao partir da segunda lei de Newton, assume-se que as partículas se movem de maneira aleatória no espaço livre, de modo que esse movimento sa-

tisfaça a conservação de massa, momento e energia (VARGAS; ARGENTA, 2015). Contudo, não se faz necessário saber o comportamento de cada partícula se o interesse for a resolução do problema em escala macroscópica. Para isto, considera-se um conjunto de partículas representadas por uma função de distribuição de probabilidade ou, PDF (*probability distribution functions*), conforme proposto por Maxwell (BRITO, 2017).

A PDF, $f(x, \xi, t)$, é uma variável fundamental na teoria cinética e pode ser vista como uma generalização da densidade ρ que também considera a velocidade microscópica da partícula ξ . Enquanto $\rho(\vec{x}, t)$ representa uma função densidade da massa que varia no tempo no espaço físico, $f(x, \xi, t)$ representa, simultaneamente, a densidade no espaço físico e no espaço de velocidade tridimensionais. Em outras palavras, a função de distribuição $f(x, \xi, t)$ descreve a densidade das partículas com velocidade $\xi = (\xi_x, \xi_y, \xi_z)$ na posição x e no tempo t . Sua derivada total em relação ao tempo é dada pela Equação (2.44) (KRÜGER et al., 2017).

$$\frac{df}{dt} = \left(\frac{\partial f}{\partial t} \right) \frac{dt}{dt} + \left(\frac{\partial f}{\partial x_\beta} \right) \frac{dx_\beta}{dt} + \left(\frac{\partial f}{\partial \xi_\beta} \right) \frac{d\xi_\beta}{dt} \quad (2.44)$$

Para cada termo do lado direito da igualdade, tem-se que $dt/dt = 1$, a velocidade de partícula $dx_\beta/dt = \xi_\beta$ e, da segunda lei de Newton, a força específica agindo num corpo $d\xi_\beta/dt = F_\beta/\rho$. Utilizando a notação $\Omega(f) = df/dt$, obtém-se a equação clássica contínua de Boltzmann.

$$\frac{\partial f}{\partial t} + \xi_\beta \frac{\partial f}{\partial x_\beta} + \frac{F_\beta}{\rho} \frac{\partial f}{\partial \xi_\beta} = \Omega(f) \quad (2.45)$$

A equação de Boltzmann é constituída de duas etapas: transmissão e colisão (*stream-and-colide scheme*). Na etapa de transmissão, as partículas se movem no espaço de velocidades. A etapa de colisão, por sua vez, ocorre quando as partículas colidem entre si, mudando suas respectivas direções conforme o que é estipulado pelo operador de colisão $\Omega(f)$ (ZHOU, 2004; KRÜGER et al., 2017). Logo, se $\Omega(f) = 0$, apenas a etapa de transmissão é considerada (DASSAULT SYSTÈMES, 2019a).

2.7.2 Método numérico

2.7.2.1 O método Lattice Boltzmann

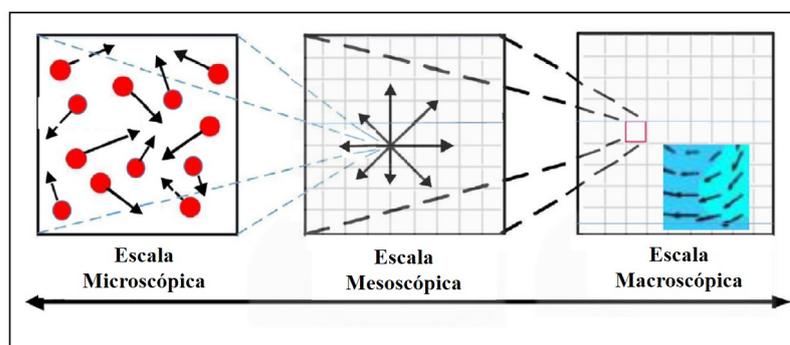
A saber, a abordagem na descrição física do fluido pode variar a depender da problemática considerada. A matéria pode ser descrita pela física microscópica de seus átomos ou moléculas ou, então, sob o viés macroscópico. Em problemas de engenharia, comumente, a descrição macroscópica é suficiente. Isto significa que as equações governantes de massa, energia e momento são aquelas utilizadas pela teoria do contínuo, desconsiderando a estrutura do material em pequena escala: considera-se a matéria indefinidamente divisível, e os pontos no espaço contínuo descrevem volumes infinitesimais do material (LAI et al., 2009).

Para o caso macroscópico, o método de discretização aproxima as EDPs como um conjunto de equações algébricas das variáveis, em posições e tempos discretos. Neste caso, os métodos numéricos mais utilizados em CFD são os clássicos MEF (Método dos Elementos Finitos) e MVF (Método dos Volumes Finitos). Ao contrário da natureza qualitativa da dinâmica macroscópica que é, frequentemente, insensível aos detalhes das interações microscópicas, os métodos numéricos mesoscópicos relacionam efetivamente a escala macroscópica com a microscópica (GÓMEZ, 2013).

O Método Lattice Boltzmann (LBM) foi originalmente desenvolvido como um melhoramento do *Lattice-Gas Celular Automata* (LGCA), uma classe particular dos autômatos celulares (CA) (ZHOU, 2004). O LBM é um modelo numérico mesoscópico e está relacionado intimamente com a teoria cinética e a equação de Boltzmann (GÓMEZ, 2013). De acordo com Krüger et al. (2017), este modelo numérico pertence ao grupo dos chamados Métodos Baseados em Partículas (*Particle-Based Methods*), os quais não discretizam diretamente as equações da mecânica dos fluidos. Ao invés disso, estes métodos representam o fluido utilizando um conjunto de partículas (ZHOU, 2004; KRÜGER et al., 2017) em quantidade suficiente para transportar as propriedades de um fluido contínuo, utilizando ferramentas estatísticas. Trata-se, portanto, de uma abordagem totalmente lagrangiana (QIU; HAN, 2018).

Dessa forma, o LBM, e os demais métodos baseados em partículas, não estão relacionados às equações de Navier-Stokes, visto que estas abordam um viés inteiramente macroscópico de um fluido. A Figura 25 mostra que os movimentos caóticos das moléculas, em escala microscópica, são traduzidos em distribuição de velocidade em cada um dos nós de uma rede regular LBM em escala mesoscópica. Esta, por sua vez, compõe os movimentos fluidos no processo macroscópico (AKKER, 2018).

Figura 25 – Escalas de Solução na Análise Fluidodinâmica

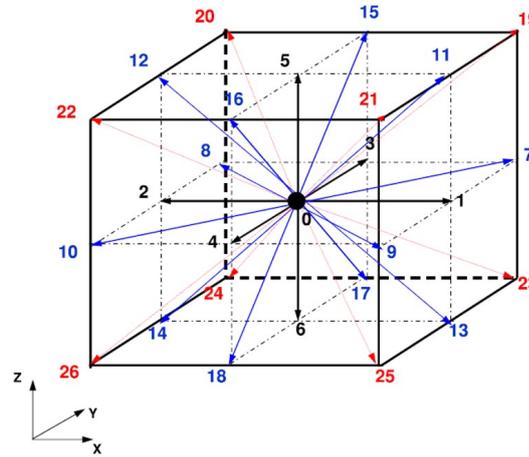


Fonte: Modificado de Akker (2018)

O LBM trabalha com uma discretização espacial chamada de reticulado (*lattice*), que consiste em uma distribuição cartesiana de pontos discretos com um conjunto discreto de direções de velocidade. Este método possui quatro elementos principais: a equação governante ou função de distribuição, o operador de colisão, o reticulado e a função de distribuição de equi-

líbrio (HE; LUO, 1997). No reticulado, são descritas as possíveis direções de movimento das distribuições de uma partícula e é representado pela terminologia D_nQ_m , na qual n representa a dimensão do sistema e m , o número finito de vetores de velocidades. Por exemplo, D3Q27 é um modelo tridimensional com 27 vetores de velocidade, conforme a Figura 26.

Figura 26 – Reticulado D3Q27



Fonte: Premnath e Banerjee (2011)

Os vetores de velocidades discretizados são representados pelo conjunto \vec{e}_i . Assim, para o reticulado representado pela Figura 26, tem-se o conjunto da Equação (2.46), no qual $c = \frac{\Delta x}{\Delta t}$, sendo Δx o espaçamento do reticulado e Δt , o passo de tempo.

$$\vec{e}_i = \begin{cases} (0, 0, 0)c, & i = 0, \\ (\pm 1, 0, 0)c, (0, \pm 1, 0)c, (0, 0, \pm 1)c, & i = 1, \dots, 6, \\ (\pm 1, \pm 1, 0)c, (\pm 1, 0, \pm 1)c, (0, \pm 1, \pm 1)c, & i = 7, \dots, 18, \\ (\pm 1, \pm 1, \pm 1)c, & i = 19, \dots, 26. \end{cases} \quad (2.46)$$

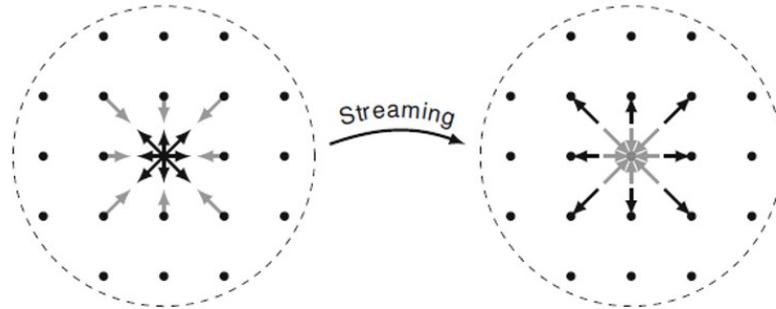
Discretizando-se a equação de Boltzmann (Equação (2.45)) no espaço de velocidades, no espaço físico e no tempo, obtém-se a função de distribuição do Lattice-Boltzmann, dada por:

$$f_i(\vec{x} + \vec{e}_i\Delta t, t + \Delta t) - f_i(\vec{x}, t) = \Omega_i(\vec{x}, t) + F_i\Delta t \quad (2.47)$$

A Equação 2.47 mostra uma população de partículas, f_i movendo-se a uma velocidade \vec{e}_i para um nó vizinho $\vec{x} + \vec{e}_i\Delta t$ num próximo passo de tempo $t + \Delta t$. O conjunto de velocidades \vec{e}_i , então, gera o reticulado (ou malha), para cada sítio dele, $i = 1, \dots, b$, e a função de distribuição é armazenada. Na Figura 27, é possível visualizar a distribuição das partículas (em preto) do nó central para os nós vizinhos, aos quais as partículas retornarão (em cinza): à esquerda, vê-se a distribuição de pós-colisão f_i^* antes da transmissão; à direita, vê-se a distribuição de pré-colisão f_i depois da transmissão. Ao mesmo tempo, as partículas serão afetadas

pelo operador de colisão Ω_i (KRÜGER et al., 2017), descrevendo a colisão como um processo de relaxamento. Ainda nesta equação, F_i , representa uma força externa agindo sobre o fluido.

Figura 27 – Distribuição de partículas do nó central para os nós vizinhos



Fonte: Krüger et al. (2017)

O operador de colisão mais comum é o *Single Relaxation Time* (SRT), baseado na aproximação de Bhatnagar-Gross-Krook (BGK), representado pela Equação (2.48). Nesta equação, λ é o parâmetro de relaxamento e determina o tempo que o sistema leva para atingir o equilíbrio (OLIVEIRA, 2012); f_i^{eq} é a função de distribuição de equilíbrio, que deve ser escolhida de modo a tornar possível a recuperação das equações governantes ao assumir que o número de Mach é suficientemente pequeno. Esta relação é dada por: $Ma = c/c_s$, na qual c_s é a velocidade do som (HE; LUO, 1997). Costuma-se considerar que $c_s^2 = c^2/3$.

$$\Omega_i^{SRT} = -\frac{1}{\lambda}[f_i(\vec{x}, t) - f_i^{eq}(\vec{x}, t)] \quad (2.48)$$

A função de distribuição de equilíbrio (Equação (2.49)), por sua vez, geralmente é obtida utilizando-se a expansão da série de Taylor da função de distribuição de Maxwell-Boltzmann com velocidade de segunda ordem (QIU; HAN, 2018). As mesmas variáveis do estado de pré-colisão são utilizadas, assegurando a conservação da massa e do momento de inércia. Ou seja, é uma função que contém apenas as propriedades macroscópicas do escoamento: ρ e \vec{u} , a densidade e a velocidade do fluido, respectivamente. Os coeficientes de pesos, w_i , estão associados a cada uma das direções do reticulado e são responsáveis por preservar a isotropia (DASSAULT SYSTEMÈMES, 2019a). Os pesos derivam de uma Quadratura Gaussiana da equação de Boltzmann descrita por Shizgal (1981) que, para um reticulado D3Q27 e a relação $c_s^2 = c^2/3$, é dado pela Equação (2.50).

$$f_i^{eq} = \rho w_i \left(1 + \frac{\vec{u} \cdot \vec{e}_i}{c_s^2} + \frac{(\vec{u} \cdot \vec{e}_i)^2}{2c_s^4} - \frac{\vec{u} \cdot \vec{u}}{2c_s^2} \right) \quad (2.49)$$

$$w_i = \begin{cases} \frac{8}{27}, & i = 0, \\ \frac{2}{27}, & i = 1, \dots, 6, \\ \frac{1}{54}, & i = 7, \dots, 18, \\ \frac{1}{216}, & i = 19, \dots, 26. \end{cases} \quad (2.50)$$

A força externa, por sua vez, é função dos pesos, da densidade, da velocidade das partículas e da aceleração, \vec{a} , dada por:

$$F_i = w_i \rho \frac{\vec{e}_i \cdot \vec{a}}{c_s^2} \quad (2.51)$$

Embora o operador de colisão SRT tenha sucesso em muitas aplicações, é propenso a instabilidade numérica quando utilizado na modelagem de escoamentos complexos (PREM-NATH; BANERJEE, 2011). A simplicidade do SRT, por exemplo, reflete em problemas de estabilidade para simulações com baixa viscosidade (altos números de Reynolds) e de acuracidade para altas velocidades (KRÜGER et al., 2017). Isto requer o aumento de resolução da malha e, conseqüentemente, maiores custos computacionais (BRITO, 2017). Para superar esta dificuldade, d’Humières et al. (2002) propuseram o *Multiple Relaxation Time* (MRT), que estabiliza a solução e obtém resultados satisfatórios, pois permite a utilização de um tempo de relaxamento otimizado de forma independente para cada processo físico (LALLEMAND; LUO, 2000).

Enquanto o operador SRT lida com o espaço vetorial de velocidades, o MRT trabalha com o espaço vetorial de momento. O momento μ da função de distribuição de probabilidade f pode ser expresso em sua forma mais geral na relação dada pela Equação (2.52). Em termos estatísticos, o momento é um termo matemático importante para caracterizar distribuições de probabilidade.

$$\mu_{x^k y^l z^m} = \sum_{i=1}^b f_i e_{ix}^k e_{iy}^l e_{iz}^m \quad (2.52)$$

onde, k, l e m são, respectivamente, as ordens dos momentos nas direções x , y e z . A ordem do momento, então, é dada pela soma $k + l + m$. Denotando μ_i como o momento $\mu_{x^k y^l z^m}$ de uma dada combinação de (k, l, m) , a relação entre a PDF e o momento pode ser expressa na seguinte forma matricial (DASSAULT SYSTÈMES, 2019a):

$$\mu_i = M_{ij} f_j \quad (2.53)$$

$$\begin{pmatrix} \mu_0 \\ \vdots \\ \mu_{Q-1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} M_{0,0} & \cdots & M_{0,Q-1} \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ M_{Q-1,0} & \cdots & M_{Q-1,Q-1} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} f_0 \\ \vdots \\ f_{Q-1} \end{pmatrix} \quad (2.54)$$

Então, basicamente, o MRT-LBM converte a função de distribuição no espaço de velocidades em um espaço de momento pela matriz de transformação linear M_{ij} de dimensões $Q \times Q$. Para a obtenção desta matriz, primeiramente, realiza-se o processo algébrico de ortogonalização (e. g. método de Gram-Schmidt) do vetor de momento gerado a partir da Equação (2.52). Trata-se de um algoritmo que obtém uma base ortogonal a partir de uma base vetorial não-ortogonal de um conjunto de vetores linearmente independentes qualquer, permitindo uma implementação computacional mais eficiente. Após a obtenção da base ortogonal, o segundo passo é aplicá-la aos valores do conjunto de velocidades \vec{e}_i , gerando a matriz de transformação linear.

Desde que os momentos da função de distribuição correspondem diretamente às quantidades do escoamento, a representação do momento permite a performance dos processos de relaxamento, de acordo com diferentes escalas de tempo de vários processos físicos. A matriz de colisão \widehat{S}_{ij} é diagonal (SUGA et al., 2015). Portanto o operador de colisão MRT é dado por:

$$\Omega_i^{MRT} = -M_{ij}^{-1} \widehat{S}_{ij} [\mu_i^{eq}(\vec{x}, t) - \mu_i(\vec{x}, t)] \quad (2.55)$$

onde, $\mu_i^{eq} = M_{ij} f_i^{eq}$ é o momento da função de distribuição de equilíbrio e M_{ij}^{-1} é a inversa da matriz de transformação linear.

Para o caso de um reticulado D3Q27, será gerada uma matriz $M_{27,27}$, conforme desenvolvido por Premnath e Banerjee (2011). A matriz de colisão diagonal é dada pela relação $\widehat{S}_{ij} = \omega I_{ij} = \text{diag}(\omega_0, \dots, \omega_{Q-1})$, sendo I_{ij} uma matriz identidade e $\omega = 1/\lambda$, com $\lambda > 1/2$. No reticulado D3Q27, tem-se que: $\widehat{S}_{ij} = \text{diag}(0, 0, 0, S_4, S_5, S_5, S_7, S_7, S_7, S_{10}, S_{10}, S_{10}, S_{13}, S_{13}, S_{13}, S_{16}, S_{17}, S_{18}, S_{18}, S_{20}, S_{20}, S_{20}, S_{23}, S_{23}, S_{23}, S_{26})$.

Os fatores de relaxamento devem estar no intervalo $0 < S_i < 2$ para conferir estabilidade. Estudos desenvolvidos por Dubois e Lallemand (2011), Augier et al. (2014) e Dellar (2014) discutiram que para obter as soluções estáveis para o escoamento considerado, o conjunto de fatores de relaxamento adequado é: $S_4 = 1,54$, $S_5 = S_7 = 1/\lambda$, $S_{10} = 1,5$, $S_{13} = 1,83$, $S_{16} = 1,4$, $S_{17} = 1,61$, $S_{18} = S_{20} = 1,98$ e $S_{23} = S_{26} = 1,74$ (SUGA et al., 2015).

A ligação entre as equações de Lattice-Boltzmann (LBE) e de Navier-Stokes (NSE) pode ser determinada aplicando-se a expansão de Chapman-Enskog, que permite identificar a viscosidade cinemática com o tempo de relaxamento, cuja relação se dá pela Equação (2.56). Através disto, pode-se mostrar que a LBE resulta no comportamento macroscópico de acordo com a NSE (KRÜGER et al., 2017).

$$v = c_s^2 \left(\lambda - \frac{1}{2} \right), \lambda > \frac{1}{2} \quad (2.56)$$

As variáveis macroscópicas do LBM, densidade (ρ) e a velocidade do fluido (\vec{u}), podem ser recuperadas através do momento estatístico das funções de distribuição das partículas

(CHEN; DOOLEN, 1998) e são dadas pelas equações (2.57) e (2.58), respectivamente. A pressão p depende da densidade e da velocidade do som, conforme mostra a Equação (2.59).

$$\rho = \sum_{i=1}^b f_i, b = 1, \dots, n \quad (2.57)$$

$$\rho \vec{u} = \sum_{i=1}^b f_i \vec{e}_i, b = 1, \dots, n \quad (2.58)$$

$$p = \rho c_s^2 \quad (2.59)$$

2.7.3 Modelagem fluidodinâmica

2.7.3.1 Modelagem de escoamento multifásico

O escoamento multifásico pode envolver duas fases: a fase principal e a fase secundária. Dentre as opções disponíveis no simulador, a aproximação pelo método de solução VoF (*Volume of Fluid*) mostrou-se a mais adequada para definir as fases dos fluidos e a interface entre eles, pois é mais adaptado para problemas em larga escala. Originalmente desenvolvido por Hirt e Nichols (1981), o VoF é um método euleriano utilizado para aproximar fronteiras livres, acompanhando ou, rastreando, as regiões de fluido (SILVA; CASTELO, 2018). Este método aplica-se a escoamentos multifásicos de fluidos imiscíveis (LUOMA; VOLLER, 2000; SCHMIDT et al., 2009).

Trata-se de um dos métodos mais aplicados para simular escoamentos multifásicos por apresentar maior flexibilidade e eficiência (SILVA; CASTELO, 2018). A complexidade da modelagem de escoamentos multifásicos ocorre devido à presença de uma interface na qual as propriedades físicas mudam continuamente (i. e. densidade, viscosidade, pressão) (MAREK et al., 2008).

No *Volume of Fluid*, o campo de pressão é resolvido continuamente para todo o domínio (i. e. não há condição de contorno entre a fase principal e a secundária). Isto resulta em um campo de pressão mais suave na interface e em uma modelagem de tensão superficial mais precisa. O escoamento multifásico é modelado semelhante ao de superfície livre, exceto pelo fato de que a fase que representaria o ar ou o vácuo é substituída por um fluido secundário incompressível (DASSAULT SYSTÈMES, 2019b).

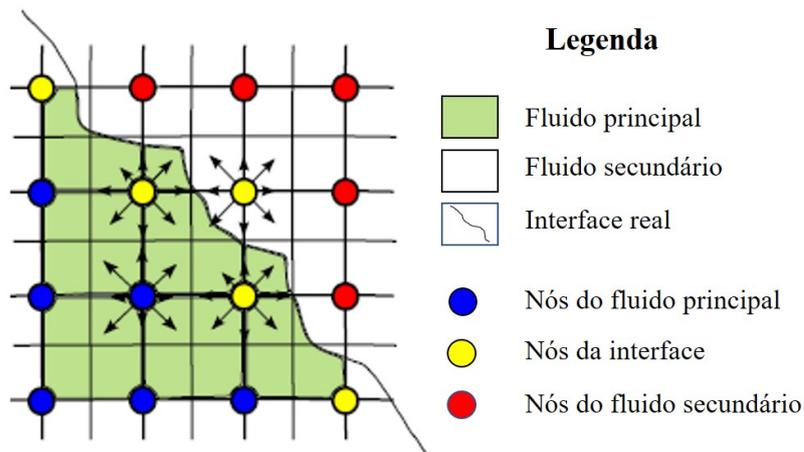
Adaptando-se o algoritmo de VoF de superfície livre conforme descrito por Janßen e Krafczyk (2011) para a aproximação do escoamento multifásico por VoF, a interface é identificada a partir do nível de preenchimento da célula, ε , de acordo com a Equação (2.60). As células são os volumes entre os nós do reticulado e V_{fluido} é o volume do fluido principal.

$$\varepsilon = \frac{V_{fluido}}{V_{célula}} \quad (2.60)$$

O nível de preenchimento de uma célula é uma variável auxiliar que identifica as regiões de cálculo nas quais as fases de cada fluido, ou a interface, podem ser identificadas. O nível de preenchimento da fase i é definida como $\varepsilon = 1$ na presença do fluido principal i , e $\varepsilon_i = 0$ representa a ausência do fluido principal e a presença do fluido secundário. Nas células de interface, $0 < \varepsilon_i < 1$, ocorrem as duas fases, conforme pode ser visualizado na Figura 28, onde as setas que saem dos nós da interface representam o fluxo dos fluidos entre eles. Se o volume de controle for atribuído a uma célula, gerando um volume de célula $V_{célula} = 1$, uma definição simplificada pode ser adotada para caracterizar o nível de preenchimento, conforme a Equação (2.61), onde m_{fluido} e ρ_{fluido} são, respectivamente, a massa e a densidade do fluido principal.

$$\varepsilon = \frac{V_{fluido}}{V_{célula}} = \frac{m_{fluido}}{\rho_{fluido}} \quad (2.61)$$

Figura 28 – Esquema representando o preenchimento das células e o escoamento entre os nós do reticulado



Fonte: Modificado de Janßen e Krafczyk (2011)

Para calcular a evolução do escoamento multifásico ao longo do tempo, uma equação de advecção adicional é resolvida. Na abordagem do LBM, o nível de preenchimento ε não é conservado, sendo necessário recorrer à equação da continuidade para derivar o algoritmo de advecção segundo Janßen e Krafczyk (2011), de modo que:

$$\frac{D\rho}{Dt} = \frac{\partial\rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\vec{u} \cdot \rho) = 0 \quad (2.62)$$

Primeiramente, a Equação (2.62) é discretizada a partir do método dos volumes finitos, integrando-a sobre um volume de controle da célula. Aplica-se o teorema da divergência sobre

o termo convectivo e, para a superfície integral resultante, introduz-se o termo de fluxo, Φ_i , denotando o fluxo na i -ésima face do volume de controle. Com isso, a Equação (2.62) resulta em:

$$\frac{\partial m}{\partial t} + \sum_i \Phi_i = 0. \quad (2.63)$$

Posteriormente, discretizando-se a Equação (2.63), no tempo a partir do método explícito das diferenças finitas de Euler, tem-se que:

$$m(\vec{x}, t + \Delta t) - m(\vec{x}, t) = \sum_i \Phi_i \cdot \Delta t \quad (2.64)$$

Para adaptar a Equação (2.64) ao método Lattice-Boltzmann, é necessário expressar o termo de fluxo entre as células vizinhas em termos de função de distribuição de modo que:

$$\Phi_i = [f_I(\vec{x}, t) - f_i(\vec{x}, t)] \cdot A_i. \quad (2.65)$$

Portanto,

$$m(\vec{x}, t + \Delta t) - m(\vec{x}, t) = \sum_i A_i [f_I(\vec{x}, t) - f_i(\vec{x}, t)] \Delta t \quad (2.66)$$

onde f_I e f_i são funções de distribuição de partículas com direções opostas, A_i é a área molhada entre duas células, estimada conforme a média aritmética do nível de preenchimento de dois nós vizinhos:

$$\begin{cases} \frac{\varepsilon(\vec{x}, t) + \varepsilon(\vec{x} + \vec{e}_i \Delta t, t)}{2}, & \text{para as células da interface,} \\ 1, & \text{para as células do fluido principal,} \\ 0, & \text{para as células do fluido secundário.} \end{cases} \quad (2.67)$$

Uma vez avaliados os termos de fluxo, o novo nível de preenchimento de uma célula pode ser calculado por:

$$\varepsilon^{t+1} = \frac{m^{t+1}}{\rho^{t+1}} = \frac{\rho^t \varepsilon^t + \sum_i \Delta m_i}{\rho^{t+1}} \quad (2.68)$$

onde ρ^t e ρ^{t+1} são a densidade do fluido no instantes t e $t + 1$, respectivamente, e ε^t é o nível de preenchimento da célula no instante t .

2.7.3.2 Modelo de turbulência

A transição do regime de fluxo laminar para o turbulento foi identificada por Reynolds (1883), sendo caracterizada por flutuações instantâneas de escalares como temperatura e ve-

locidade num fluido. Em consequência de tais flutuações, o estado turbulento tem contribuição significativa no transporte de *momentum*, calor e massa. Portanto, a turbulência pode ser definida como um estado de escoamento do fluido no qual as variáveis instantâneas exibem flutuações irregulares e, aparentemente, aleatórias (SILVEIRA-NETO, 2002; SOUZA et al., 2011).

Os jatos podem ser classificados como escoamentos cisalhantes livres, pois são caracterizados pela ausência de paredes e obstáculos no seu interior ou nos seus limites. A transição de um jato laminar para um jato turbulento ocorre próximo ao bocal que o origina, dependendo da geometria do orifício e das condições de escoamento à jusante (SILVEIRA-NETO, 2002).

Os modelos de turbulência podem surgir através da combinação de formulações macroscópicas do Teorema de Transporte de Reynolds, teorema fundamental na Dinâmica dos Fluidos para descrever os escoamentos, como as equações de massa (continuidade) e de conservação do momento linear. Este teorema é referente à taxa de variação de uma propriedade extensiva, N , de um fluido num volume de controle, expressa em termos de derivada substancial (STREETER; WYLIE, 1978; WHITE, 2011).

Os modelos de turbulência utilizados pelo *software* baseiam-se no *Large Eddy Simulation* (LES), que é uma classe de modelos de turbulência intermediários fundamentados no desenvolvimento de Smagorinsky (1963). O LES generaliza o uso da viscosidade turbulenta aplicada em submalhas de escalas menores que, para modelos comumente utilizados como o RANS (*Reynolds-Average Navier Stokes*) e DNS (*Direct Numerical Simulation*), é não-resolvida.

O modelo LES utilizado pelo XFLOW é o *Wall-Adapting Local Eddy* (WALE), que proporciona uma modelagem consistente no comportamento local em termos de viscosidade e do escoamento em regiões próximas à parede (CHÁVEZ-MODENA et al., 2020). O WALE também apresenta boas propriedades nas regiões de fluxo livre e em escoamentos laminar e turbulento. A sua formulação é dada por:

$$\nu_t = (C_w \Delta)^2 \frac{(G_{ij}^d G_{ij}^d)^{\frac{3}{2}}}{(\bar{S}_{ij} \bar{S}_{ji})^{\frac{5}{2}} + (G_{ij}^d G_{ij}^d)^{\frac{5}{4}}}, \quad (2.69)$$

$$\bar{S}_{ij} = \frac{\bar{g}_{ij} + \bar{g}_{ji}}{2}, \quad (2.70)$$

$$G_{ij}^d = \frac{1}{2}(\bar{g}_{ij}^2 + \bar{g}_{ij}^2) - \frac{1}{3}\delta_{ij}\bar{g}_{kk}^2, \quad (2.71)$$

$$\bar{g}_{ij} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j}, \quad (2.72)$$

onde ν_t é a viscosidade turbulenta, $C_w \Delta$ é o filtro de escala, e Δ representa o volume, dado por $\Delta = \sqrt[3]{\Delta x \Delta y \Delta z}$; quanto à constante do modelo WALE, C_w , adota-se, geralmente, o valor de 0,325 (YUEN et al., 2014; DASSAULT SYSTÈMES, 2019b; KIM et al., 2020). \bar{g}_{ij} é o tensor

taxa de cisalhamento, \bar{S}_{ij} é o tensor taxa de cisalhamento para as escalas resolvidas, G_{ij}^d é o tensor simétrico sem traço do quadrado do tensor gradiente de velocidade e δ_{ij} é o delta de Kronecker.

No XFLOW, \bar{g}_{ij} , é implementado em termos do método Lattice-Boltzmann. Para o caso dos métodos numéricos macroscópicos mais comuns, como o MVF e o MEF, o tensor taxa de cisalhamento requer informações dos nós vizinhos, uma vez que dependem de derivadas espaciais. Além do mais, a estrutura cartesiana do reticulado adequa-se bem ao modelo de turbulência LES. Isto ocorre devido ao caráter isotrópico da turbulência fora da camada limite, o modelo de turbulência LES requer células com relação proporcional e o LBM atende bem a esta exigência (DASSAULT SYSTÈMES, 2019a).

2.7.3.3 Modelagem da camada limite

O escoamento do fluido nas proximidades de uma superfície resulta na redução da velocidade da camada de fluido em suas proximidades (BIRD et al., 2006). Esse fenômeno ocorre até uma determinada distância y^+ , região onde o escoamento é demasiadamente influenciado pela superfície e é conhecida como camada limite (ZANUTTO, 2015). Além do modelo de turbulência LES, o XFLOW utiliza função de parede para modelar as regiões de camada limite, empregando aproximações conhecidas como *Wall-Modeled LES* (WMLES). A isotropia da estrutura do reticulado implicaria num número de elementos excessivamente alto para resolver a camada limite. Esse problema pode ser solucionado através de uma lei de parede generalizada (CHÁVEZ-MODENA et al., 2020). No XFLOW, a camada limite é modelada por uma função de parede generalizada desenvolvida por Shih et al. (1999). Essa aproximação leva em conta o efeito dos gradientes de pressão positivo e negativo descritos da Equação (2.73) à (2.78):

$$\frac{U}{u_c} = \frac{U_1 + U_2}{u_c} = \frac{u_\tau U_1}{u_c u_\tau} + \frac{u_p U_2}{u_c u_p} \quad (2.73)$$

$$= \frac{\tau_w}{\rho u_\tau^2} \frac{u_\tau}{u_c} f_1 \left(y^+ \frac{u_\tau}{u_c} \right) + \frac{dp_w/dx}{|dp_w/dx|} \frac{u_p}{u_c} f_2 \left(y^+ \frac{u_p}{u_c} \right), \quad (2.74)$$

$$y^+ = \frac{u_c y}{\nu}, \quad (2.75)$$

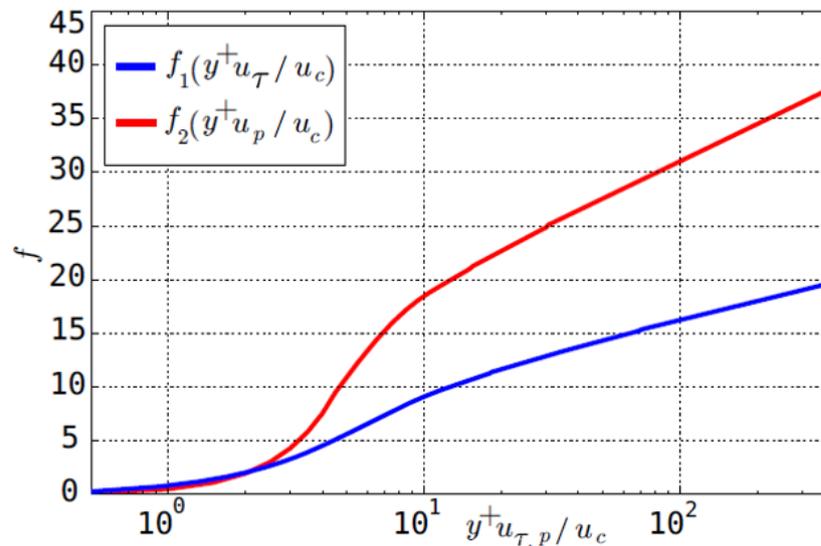
$$u_c = u_\tau + u_p, \quad (2.76)$$

$$u_\tau = \sqrt{|\tau_w/\rho|}, \quad (2.77)$$

$$u_p = \sqrt[3]{\left(\frac{\nu}{\rho} \left| \frac{dp_w}{dx} \right| \right)}, \quad (2.78)$$

nas quais, ν é a viscosidade cinemática do fluido, y é a distância normal à parede, x é o escoamento local tangencial à parede, u_τ é a velocidade de atrito da película, τ_w é a tensão de cisalhamento turbulenta da parede, dp_w/dx é o gradiente de pressão, u_p é a velocidade característica do gradiente de pressão negativo da parede e U é a velocidade média do fluido a uma dada distância da parede. As funções de interpolação f_1 e f_2 estão descritas no gráfico da Figura 29. O campo de velocidade da camada limite é obtida através de y^+ , que depende da distância entre o primeiro reticulado da parede, y , e da velocidade no primeiro reticulado, u_c (CHÁVEZ-MODENA et al., 2020).

Figura 29 – Funções de interpolação f_1 e f_2

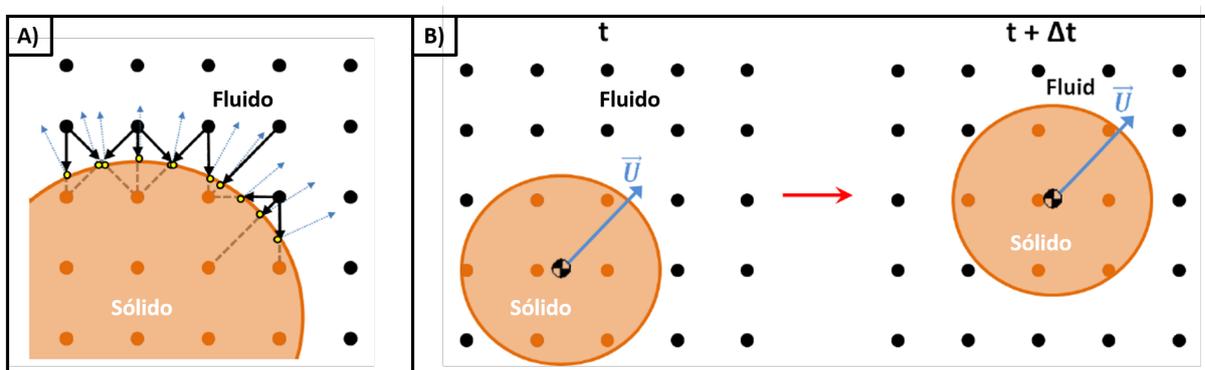


Fonte: Chávez-Modena et al. (2020)

O *software* disponibiliza algumas opções para o tratamento de parede a partir do modelo proposto por Shih et al. (1999), as quais são: função de parede avançada (*enhanced wall-function*), que desabilita o termo de gradiente de pressão; função de parede avançada de não-equilíbrio (*non-equilibrium enhanced wall-function*) que, por sua vez, habilita o termo gradiente de pressão e é recomendada para aplicações em aerodinâmica. Ambas as opções definem automaticamente a rugosidade da parede como sendo zero. Outra opção é a de não-deslizamento (*no-slip*, definida como *off(resolved)*), na qual a velocidade do fluido na parede é zero. A função de parede não é utilizada nesta opção, logo, para resolver a camada limite, o *software* requer valores de y^+ muito reduzidos, o que pode resultar num aumento significativo no número de elementos, aumentando o custo computacional da simulação. Por fim, a condição de deslizamento livre (*free-slip*) estabelece que a componente normal da velocidade do fluido e a tensão de cisalhamento na parede são iguais a zero (DASSAULT SYSTEMES, 2019b).

O XFLOW projeta um conjunto de velocidades discretas na geração da geometria para obter a distância em relação à parede, discretizando-a conforme a Figura 30 A. Com isto, também é possível calcular a curvatura da superfície que é considerada pela função de parede (ABIZA et al., 2016). O *software* permite lidar com o sólido adotando-se o comportamento forçado, no qual é possível estabelecer uma equação de velocidade e a orientação do objeto, forçando-o a se mover. Desse modo, a estrutura do reticulado é atualizada a cada passo de tempo, identificando os nós do reticulado ao longo da região fluida e os nós que pertencem à região do sólido, conforme ilustrado pela Figura 30 B. As velocidades discretizadas também são projetadas a cada passo de tempo a fim de calcular a nova distância em relação à superfície, necessária para a função de parede (CHÁVEZ-MODENA et al., 2020).

Figura 30 – Interação sólido-fluido: A) distância em relação à parede e cálculo da curvatura; B) Identificação dos nós do reticulado no processo de movimento da geometria



Fonte: DASSAULT SYSTÈMES (2019a)

2.7.4 Condições de contorno

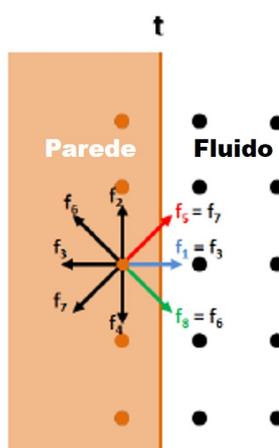
As condições de contorno são um aspecto importante das simulações numéricas e irão variar a depender do método numérico utilizado. Tais condições são um aspecto crítico para a estabilidade e acurácia das simulações. No LBM, as condições de contorno fornecem valores para as funções de distribuição desconhecidas criadas após a etapa de transmissão (*streaming*). Dentre as mais conhecidas e utilizadas para o LBM, tem-se a condição de contorno *bounce-back* e a de velocidade e pressão, desenvolvida por Zou e He (1997).

2.7.4.1 Condição de contorno *Bounce-Back*

A condição de contorno *Bounce-Back* pode ser imposta sobre partículas que entram em contato com paredes ou obstáculos sólidos, com objetivo de simular o atrito viscoso entre o sólido e o fluido. Esta condição de contorno trabalha invertendo o sentido do movimento da partícula e mantendo a direção (GALINA et al., 2017), garantindo que a velocidade do fluido é nula nas paredes dos obstáculos sólidos (condição de não-escorregamento) (CHEN; DOOLEN, 1998).

Resumidamente, como o próprio nome sugere, as funções de distribuição de entrada no nó da parede são refletidas de volta para o nó inicial do fluido, provendo um valor para as PDFs desconhecidas (SUCCI, 2001). No exemplo bidimensional de uma parede plana da Figura 31, os pontos do reticulado mostrados à esquerda da parede que são usados para implementar as condições de contorno de parede. As PDFs desconhecidas são f_1 , f_5 e f_8 no mesmo tempo t , a função de distribuição f_7 é refletida de volta para a PDF f_5 , a f_3 para f_1 , e f_6 fornece o valor de f_8 .

Figura 31 – Condição de contorno *Bounce-back*



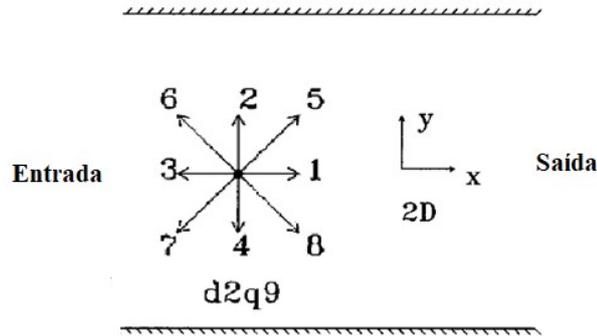
Fonte: DASSAULT SYSTÈMES (2019a)

2.7.4.2 Condição de contorno de pressão e velocidade de Zou e He (1997)

As condições de contorno de entrada e de saída principais usadas em CFD são velocidade e pressão, desde que estes dados sejam usualmente conhecidos ou possam ser facilmente mensurados. Zou e He (1997) desenvolveram, originalmente, as condições de contorno de velocidade e pressão para o LBM a partir da ideia de não-equilíbrio da condição de contorno *bounce-back*. Esta aproximação consiste na formulação de um sistema linear com os dois primeiros momentos de conservação (massa e quantidade de movimento). Este sistema linear fornecerá o valor desconhecido das PDFs criadas após a etapa de transmissão, bem como o valor de ρ ou de u se, respectivamente, as condições de contorno de velocidade e de pressão forem impostas.

Considera-se, o esquema da Figura 32 de um reticulado D2Q9. Nele, o contorno está alinhado com a direção x com f_4 , f_7 e f_8 apontando para a parede.

Figura 32 – Esquema representando um escoamento bidimensional num reticulado D2Q9



Fonte: Modificado de Zou e He (1997)

Duas suposições são feitas inicialmente: 1) após da etapa de transmissão, $f_0, f_1, f_3, f_4, f_7, f_8$ tornam-se conhecidas; 2) u_x e u_y são especificadas na região de parede. Utiliza-se, então, as equações (2.57) e (2.58) para determinar f_2, f_5, f_6 e ρ . Com isso, o sistema linear pode ser escrito como:

$$f_2 + f_5 + f_6 = \rho - (f_0 + f_1 + f_3 + f_4 + f_7 + f_8), \quad (2.79)$$

$$f_5 - f_6 = \rho u_x - (f_1 - f_3 - f_7 + f_8), \quad (2.80)$$

$$f_2 + f_5 + f_6 = \rho u_y + (f_4 + f_7 + f_8). \quad (2.81)$$

Igualando-se as equações (2.79) e (2.81), obtém-se a condição de contorno de velocidade:

$$\rho = \frac{1}{1 - u_y} [f_0 + f_1 + f_3 + 2(f_4 + f_7 + f_8)] \quad (2.82)$$

No entanto, f_2, f_5 e f_6 continuam indeterminadas. Para fechar o sistema, assume-se que a regra *bounce-back* é válida para a parte de não-equilíbrio das funções de distribuição perpendiculares ao contorno, neste caso, $f_2 - f_2^{eq} = f_4 - f_4^{eq}$. Conhecendo-se f_2, f_5 e f_6 podem ser determinadas, assim:

$$f_2 = f_4 + \frac{2}{3}\rho u_y, \quad (2.83)$$

$$f_5 = f_7 - \frac{1}{2}(f_1 - f_3) + \frac{1}{2}\rho u_x + \frac{1}{6}\rho u_y, \quad (2.84)$$

$$f_6 = f_8 + \frac{1}{2}(f_1 - f_3) + \frac{1}{2}\rho u_x + \frac{1}{6}\rho u_y \quad (2.85)$$

Tomando-se como exemplo a entrada da Figura 32, supõe-se, agora, que: 1) a pressão seja especificada no contorno ao longo da direção y , de modo que $u_y = 0$ nesta região; 2) após a etapa de transmissão, f_2, f_3, f_4, f_6, f_7 são conhecidas; 3) $\rho = \rho_{entrada}$. Com isso, precisa-se determinar u_x e f_1, f_5, f_8 . Utilizando-se, novamente, as equações (2.79) e (2.81), origina-se um novo sistema de equações, de modo que:

$$f_1 + f_5 + f_8 = \rho_{entrada} - (f_0 + f_2 + f_3 + f_4 + f_6 + f_7), \quad (2.86)$$

$$f_1 + f_5 + f_8 = \rho_{entrada} u_x + (f_3 + f_6 + f_7), \quad (2.87)$$

$$f_5 - f_8 = -f_2 + f_4 - f_6 + f_7. \quad (2.88)$$

Igualando-se as equações (2.86) e (2.88), tem-se que:

$$u_x = 1 - \frac{[f_0 + f_2 + f_4 + 2(f_3 + f_6 + f_7)]}{\rho_{entrada}} \quad (2.89)$$

Utilizando-se, novamente, a regra da condição de contorno *bounce-back* para a parte de não-equilíbrio da distribuição de partícula, desta vez perpendicular à região da entrada, obtém-se $f_1 - f_1^{eq} = f_3 - f_3^{eq}$. Conhecendo-se f_1, f_5 e f_8 podem ser determinadas, de modo que:

$$f_1 = f_3 + \frac{2}{3} \rho_{entrada} u_x, \quad (2.90)$$

$$f_5 = f_7 - \frac{1}{2}(f_2 - f_4) + \frac{1}{6} \rho_{entrada} u_x, \quad (2.91)$$

$$f_8 = f_6 + \frac{1}{2}(f_2 - f_4) + \frac{1}{6} \rho_{entrada} u_x. \quad (2.92)$$

2.7.5 Modelagem do solo

Como o solo foi considerado um fluido viscoplástico altamente viscoso, optou-se por caracterizá-lo através do modelo reológico de Herschel-Bulkley (Equação (2.35)). Conforme o que foi discutido anteriormente, para baixos valores de taxas de cisalhamento, o modelo de Herschel-Bulkley torna-se descontínuo. Isto causa instabilidade durante a simulação numérica, pois a viscosidade não-Newtoniana torna-se infinita. Para contornar este problema, o Xflow propõe uma modificação do modelo, incluindo na equação um parâmetro chamado viscosidade limite ou *yielding viscosity*, η_0 , dado por:

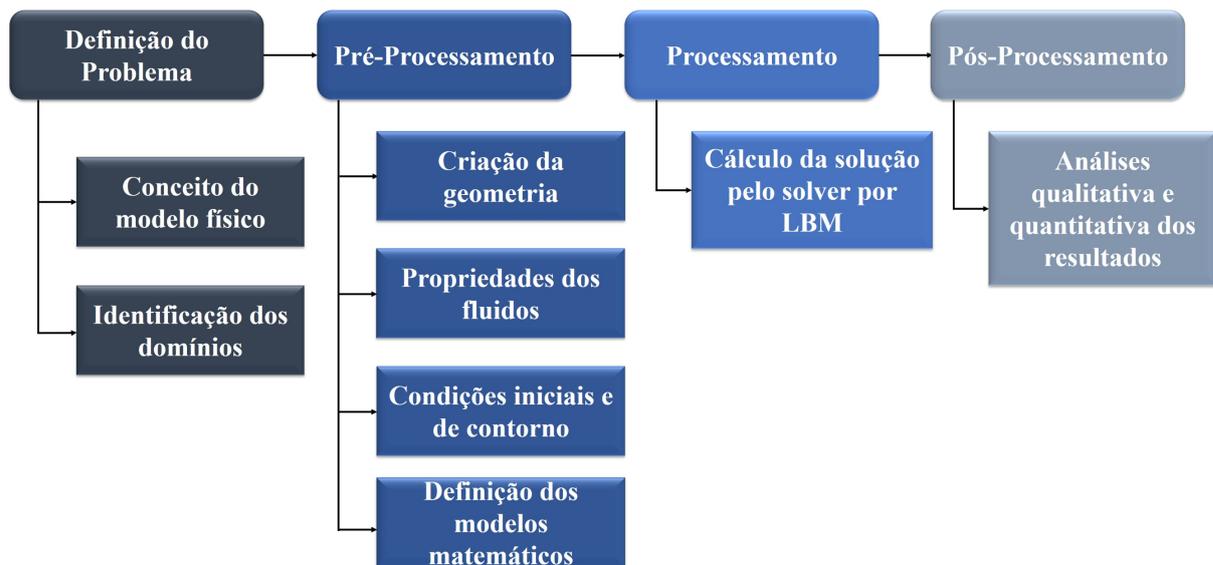
$$\begin{cases} \tau = \tau_0 + K(\dot{\gamma}^n - (\tau_0/\eta_0)^n) & \text{se } \tau > \tau_0 \\ \eta = \eta_0, & \text{se } \tau \leq \tau_0 \end{cases} \quad (2.93)$$

A viscosidade limite descreve o comportamento do fluido nas zonas de tensões rígidas. Este parâmetro pode ser estimado a partir de curvas reológicas experimentais, sendo identificada como a inclinação da reta tangente à curva de fluxo antes de ocorrer o escoamento. Portanto, para baixas taxas de cisalhamento, o material se comporta como um fluido de viscosidade limite η_0 , até o momento em que a tensão aplicada sobre ele superar o patamar do limite de escoamento, que é quando este material passará a escoar (QIU; HAN, 2018).

3 METODOLOGIA

Este trabalho foi desenvolvido em parceria com o projeto SEST-SOLOS, do Laboratório de Computação Científica e Visualização (LCCV), que cedeu a licença do *software* utilizado. A metodologia do modelo proposto se deu a partir de três grandes etapas: pré-processamento, onde foram definidos a geometria, os domínios, as condições iniciais e de contorno, os parâmetros do solo e do jato. Na fase de processamento, o solver resolve o escoamento através do LBM. No pós-processamento, ocorre a análise dos resultados obtidos, conforme pode ser visualizado no fluxograma da Figura 33. As simulações foram realizadas em um computador com processador AMD Ryzen 7 3700U com Radeon Vega Mobile Gfx 2,30 GHz, CPU de 4 núcleos e 8 GB de memória RAM.

Figura 33 – Fluxograma do desenvolvimento da modelagem em CFD no *software* XLFOW

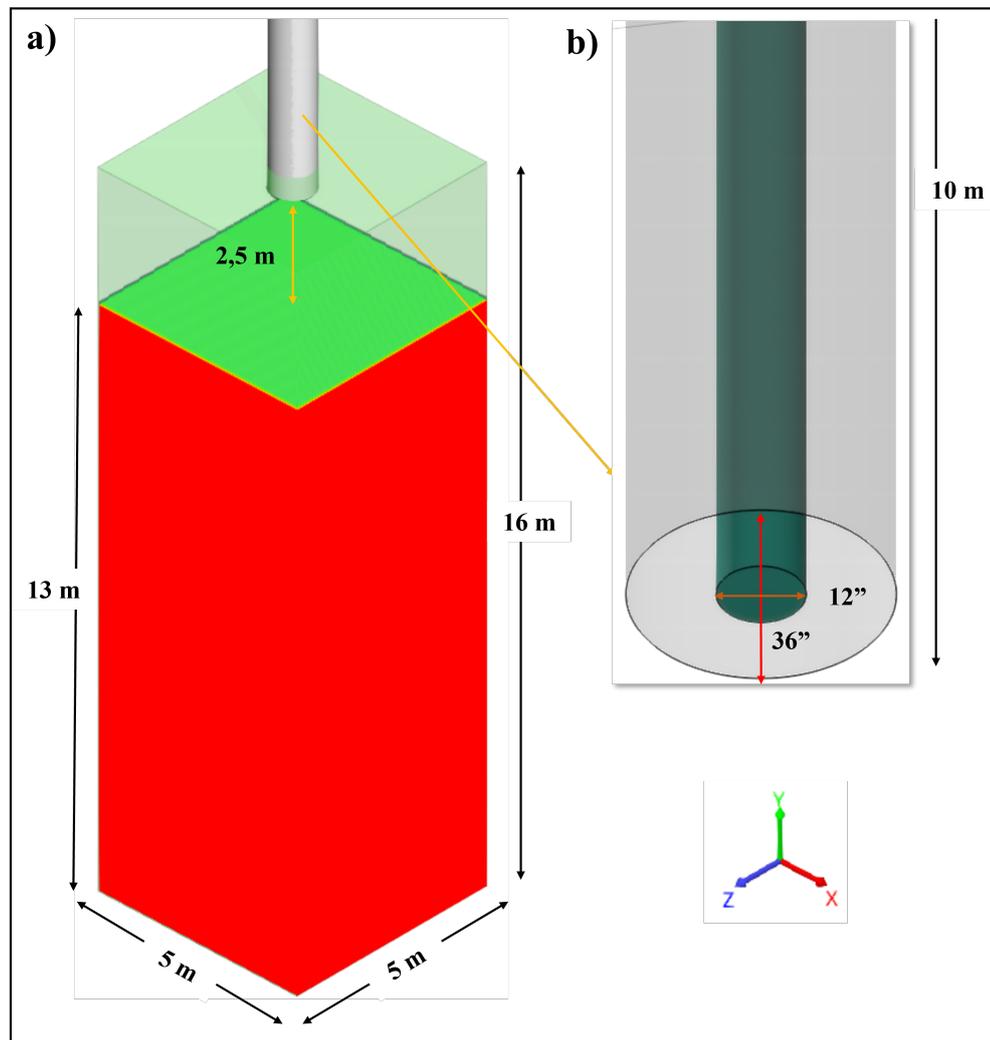


Fonte: Autor (2021)

3.1 Geometria e Descrição dos Domínios

Para modelar o sistema proposto, a ideia inicial foi basear-se numa geometria que pudesse representar o problema em dimensões reais, delimitando-se o tamanho do domínio por se levar em conta o esforço computacional envolvido nas simulações. Desta forma, os domínios foram determinados conforme o modelo desenvolvido por Gomes et al. (2020). A geometria, portanto, é tridimensional e suas medidas podem ser visualizadas na Figura 34.

Figura 34 – Dimensões a) dos domínios e b) dos cilindros que representam o condutor e o bocal ejetor, baseados na geometria de Gomes et al. (2020)



Fonte: Autor (2021)

Conforme idealizado por Gomes et al. (2020), tem-se: um domínio fluido de 16 m de altura total, 5 m de largura, 5 m de comprimento; ao centro da geometria, estão localizados os corpos rígidos, que são dois cilindros coaxiais de parede fina, com 10 m de altura. O primeiro cilindro representa um revestimento condutor de 36" de diâmetro e o segundo, um bocal ejetor de 12" de diâmetro. Em $t = 0$, o conjunto condutor – bocal ejetor está localizado a 2,5 m do solo ainda indeformado, conforme também definido por Gomes et al. (2020), e desce a uma velocidade constante de 0,25 m/s. O solo está representado na Figura 34 pela região vermelha e possui 13 m de profundidade. Nesta etapa do estudo, a broca não foi modelada. A nuvem de pontos discretizados na geometria em distribuição cartesiana gerada possui 100 elementos no eixo X, 100 elementos no eixo Z e 320 no eixo Y, totalizando $3,2 \times 10^4$ elementos.

3.2 Propriedades dos Fluidos

A Tabela 3 contém as informações dos domínios fluidos considerados na modelagem. O modelo padrão considera a água do mar como fluido jateado e os parâmetros adotados para este fluido são comumente encontrados na literatura. Os dados reológicos para o solo marinho foram coletados a partir dos dados disponíveis nos estudos de Wang e Li (2014) e Wang e Song (2019). O *software* modela dos fluidos viscoplásticos de Herschel-Bulkley por meio de uma equação modificada, que adiciona o parâmetro viscosidade limite (η_0) para modelar o fluido nas zonas rígidas, nas quais o modelo de Herschel-Bulkley original apresenta descontinuidade.

Tabela 3 – Propriedades dos fluidos utilizados no modelo

Dados do material	Solo marinho	Água do mar
Massa específica (kg/m^3)	2.300 ^a	998,3
Viscosidade ($Pa.s$)	-	0,001
Tensão limite de escoamento (Pa)	40.000 ^{b,c}	-
Índice de consistência ($(Pa.s)^n$)	216.964 ^b	-
Índice de comportamento (-)	0,1 ^{b,c}	-
Viscosidade limite ($Pa.s$)	80.000 ^{a,d}	-
Condutividade térmica ($W.(m.K)^{-1}$)	0,58 ^e	0,58 ^e
Capacidade térmica específica ($J.(kg.K)^{-1}$)	4.182 ^e	4.182 ^e
Tensão superficial ($N.m^{-1}$)	0,072 ^e	0,072 ^e

Fonte: Wang e Li (2014)^b, Wang e Song (2019)^c, Gomes et al. (2020)^d, Pacheco e Santos (2020)^a e DASSAULT SYSTÈMES (2019b)^e

A viscosidade limite pode ser estimada experimentalmente ao assumir a viscosidade como sendo a reta tangente à curva de fluxo antes do escoamento ser iniciado. Portanto, seu valor aproximado pode ser obtido através de ensaios de viscosimetria ou reometria. Até o momento, não foram encontrados dados de viscosidade limite referente a solos marinhos na literatura. No entanto, Qiu e Han (2018) consideraram que a viscosidade limite poderia ser relacionada à tensão limite do material. A partir disso, Pacheco e Santos (2020) desenvolveram um estudo paramétrico, relacionando a viscosidade limite e o limite de escoamento de um solo marinho coesivo. Gomes et al. (2020) realizaram um estudo semelhante ao de Pacheco e Santos (2020) e constataram que o valor da viscosidade limite estaria entre 100% e 200% do limite de escoamento para que o material considerado pudesse apresentar um comportamento próximo ao esperado de um solo marinho argiloso sendo deformado por um jato incidente. Para este estudo, testou-se a viscosidade limite mediante as relações dadas por Gomes et al. (2020) e a relação $\eta_0 = 200\% \tau_0$ se mostrou mais satisfatória para o comportamento esperado no modelo de solo proposto. Para ambos os materiais, considerou-se a condutividade térmica, a capacidade térmica específica e a tensão superficial os valores padrões do *software*.

3.3 Modelagem Matemática Proposta

Para construir o modelo, considerou-se equacionamentos matemáticos já implementados no *software* capazes de descrever o comportamento dos domínios fluidos presentes nele. O solo, conforme foi visto, é representado pelo modelo viscoplástico de Herschel-Bulkley modificado; a água do mar, por sua vez, foi caracterizada como um fluido newtoniano. O XFLOW considera a equação de transporte de Boltzmann para descrever o escoamento dos fluidos. O modelo de turbulência utilizado foi o *Wall-Adapting Local Eddy*. Como se trata da modelagem de um escoamento multifásico, o método de resolução *Volume of Fluid* (VoF), cujo algoritmo é desenvolvido em termos do método Lattice-Boltzmann, foi considerado para modelar a presença de dois fluidos no sistema e a interface entre eles. O detalhamento teórico destes modelos matemáticos pode ser visto com mais profundidade no tópico “2.7. Formulação Matemática”.

3.3.1 Hipóteses de simplificação

As simplificações no modelo foram adotadas tomando por base os trabalhos de Wang e Li (2014), Wang e Song (2019) e Gomes et al. (2020), de modo a preservar a coerência dos resultados. Considera-se, portanto, que os fluidos são imiscíveis, logo, não há transferência de massa entre as fases; as trocas térmicas não são do interesse deste trabalho. Ademais, considera-se:

3.3.1.1 Propriedades constantes no solo

A resistência ao cisalhamento do solo tende a aumentar com a profundidade (SOUZA et al., 2019). Em termos de parâmetros reológicos, o limite de escoamento do solo tende a aumentar nas camadas mais distantes da interface água do mar – solo marinho. Como o modelo de solo proposto tem uma pequena profundidade, pode-se considerá-lo como um material homogêneo (possui composição e propriedades uniformes) e isotrópico (as propriedades dos materiais são as mesmas em todas as direções).

3.3.1.2 Ausência de reações químicas

Os materiais considerados na simulação são inertes. Portanto, o fluido de perfuração utilizado inicialmente, a água do mar, não reage quimicamente com o solo marinho e nem com o conjunto do jateamento.

3.3.1.3 Condições de contorno

Para as regiões de parede, a condição de contorno *free slip* foi adotada. Conforme foi visto anteriormente, tal condição estabelece que a componente normal da velocidade do fluido nas paredes, bem como as tensões cisalhantes, são nulas. A condição de contorno *outlet* foi

aplicada nas fronteiras de onde saem o jato incidente, neste caso, os bocais ejetores, definindo-se a direção, o sentido e a intensidade das velocidades consideradas.

3.4 Casos Analisados

3.4.1 Velocidade do jato

Nesta etapa do estudo, considerou-se o modelo padrão, no qual a água do mar é o fluido de perfuração utilizado. Com o intuito de observar o comportamento do solo sob o efeito do jato incidente, variou-se a velocidade do jato. Os valores adotados para este parâmetro foram correspondentes 10 m/s, 12 m/s, 15 m/s, 17 m/s e 20 m/s, baseados nos trabalhos de Wang e Li (2014) e Gomes et al. (2020), com sentido descendente, incidindo perpendicularmente em relação ao solo marinho.

3.4.2 Fluido de perfuração

Os dados reológicos experimentais dos fluidos de perfuração foram obtidos através de trabalhos disponíveis na literatura. Além da água do mar, variou-se o fluido de perfuração em fluidos à base de água. Os dados experimentais de reometria e/ou viscosimetria para fluidos de perfuração são escassos na literatura. No entanto, quatro trabalhos que dispunham os dados necessários para a modelagem do fluido no XFLOW foram encontrados, os quais são os fluidos de perfuração desenvolvidos por Gomes (2019), Salam et al. (2019) e Wagle et al. (2018). A fim de simplificar o entendimento ao longo do trabalho, nomeou-se os fluidos de perfuração (FP), identificando-os como:

- ★ FP 1: Água do mar, cujas informações estão disponíveis na Tabela 3;
- ★ FP 2: Fluido de perfuração à base de água desenvolvido por Gomes (2019). Em sua composição, este fluido apresenta uma concentração de 4,86% de bentonita e 0,8% de goma de xantana;
- ★ FP 3: Fluido de perfuração à base de água elaborado por Salam et al. (2019). Na sua composição, contém bentonita e uma massa de 2 g de goma de xantana do tipo XP Polymer NPs, fornecida pela empresa OREN HYDROCARBONS MIDDLE EAST INC;
- ★ FP 4: Fluido de perfuração também desenvolvido por Salam et al. (2019), de composição semelhante ao FP 3, no entanto, com uma massa de 4 g de goma de xantana XP Polymer NPs. Segundo os autores, o aumento da concentração de goma de xantana na composição do fluido de perfuração melhorou suas propriedades reológicas;
- ★ FP 5: Fluido de perfuração à base de água de alta massa específica desenvolvido por Wagle et al. (2018). Sua formulação, dentre outros aditivos, contém uma combinação

adensante de barita/tetróxido de manganês de 60/40 %v/v, e com uma concentração de 3 ppb de bentonita.

A Tabela 4 mostra os dados dos fluidos de perfuração utilizados nesta etapa do estudo. Estes fluidos de perfuração possuem comportamento viscoplástico e apresentaram comportamento ajustável ao modelo de Herschel-Bulkley, exceto aquele que foi elaborado por Wagle et al. (2018), cujo comportamento é mais próximo do modelo de Bingham.

Tabela 4 – Dados dos fluidos dos fluidos de perfuração

Dados dos fluidos de perfuração	FP 2	FP 3	FP 4	FP 5
Modelo reológico	Herschel-Bulkley	Herschel-Bulkley	Herschel-Bulkley	Bingham
Massa específica (Kg/m^3)	1054,50	1042,52	1048,51	1602
Viscosidade plástica ($Pa.s$)	-	-	-	0,033
Índice de consistência ($(Pa.s)^n$)	0,5767	0,4056	8,91	-
Índice de comportamento (-)	0,5734	0,5514	0,3448	1
Limite de escoamento (Pa)	17,72	42,28	67,65	13,41
τ_{3rpm} (Pa)	21,42	41,56	59,23	3,35
τ_{6rpm} (Pa)	23,97	43,04	72,40	3,83
$\dot{\gamma}_{3rpm}$ (s^{-1})	5,11	5,11	5,11	5,11
$\dot{\gamma}_{6rpm}$ (s^{-1})	10,21	10,21	10,21	10,21
Viscosidade limite ($Pa.s$)	0,4991	0,2902	2,5824	0,0937

Fonte: Gomes (2019), Salam et al. (2019) e Wagle et al. (2018)

Como os trabalhos citados forneciam os dados experimentais completos obtidos a partir de ensaios de viscosimetria, foi possível obter uma estimativa da viscosidade limite dos fluidos de perfuração considerados nesta etapa do estudo. Experimentalmente, este parâmetro é estimado a partir dos pontos iniciais identificados no ensaio de viscosimetria. Num viscosímetro Fann 35A, por exemplo, a velocidade de rotação varia entre os valores 3 rpm, 6 rpm, 100 rpm, 200 rpm, 300 rpm e 600 rpm e a grandeza medida é a deflexão, utilizada para calcular a tensão cisalhante, a taxa de cisalhamento, viscosidade aparente e viscosidade plástica (MACHADO, 2002; SHIROMA, 2012). A partir destes dados, obtém-se, por exemplo, os parâmetros reológicos limite de escoamento, índice de comportamento e índice de consistência, para o caso dos materiais modelados como fluidos de Herschel – Bulkley. Dessa forma, uma estimativa para a viscosidade limite dos fluidos de perfuração pôde ser obtida a partir da Equação 3.1:

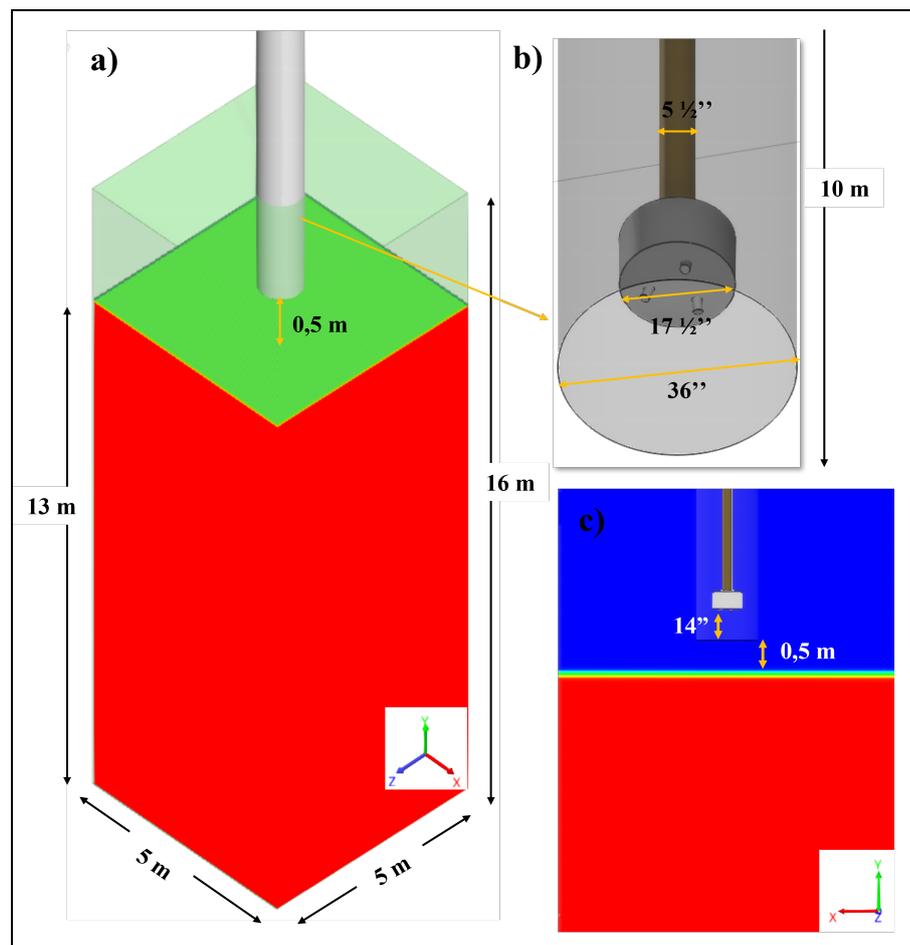
$$\eta_0 = \frac{\tau_{6rpm} - \tau_{3rpm}}{\dot{\gamma}_{6rpm} - \dot{\gamma}_{3rpm}} \quad (3.1)$$

3.4.3 Estudo da broca no jateamento do solo marinho

Com a implementação da broca no sistema, será possível visualizar uma deformação mais próxima do solo numa situação real, já que podem ser considerados fatores como a rotação da broca e a vazão de fluidos a partir de seus bocais ejetores, que provoca um efeito diferente e mais complexo se comparado à situação do fluido saindo de um cilindro, como no modelo anterior. Nesta etapa do estudo, também foi considerado o domínio proposto por Gomes et al. (2020), conforme pode ser visto na Figura 35.

No entanto, ao invés do cilindro de 12", neste modelo, o BHA de jateamento foi aproximado por uma coluna de perfuração de 5 1/2" de acordo como o dado disponível em Akers (2008) e uma broca. O tamanho da broca foi definido com base na relação diâmetros de revestimento condutor – broca, também apresentada por Akers (2008), para o caso de operações de assentamento de revestimento condutor por jateamento. Sendo assim, para o condutor de 36", designou-se uma broca de 17 1/2".

Figura 35 – Dimensões a) dos domínios considerados por Gomes et al. (2020) e b) do BHA de jateamento simplificado: coluna de perfuração broca e condutor; c) distância entre a broca e a base do condutor

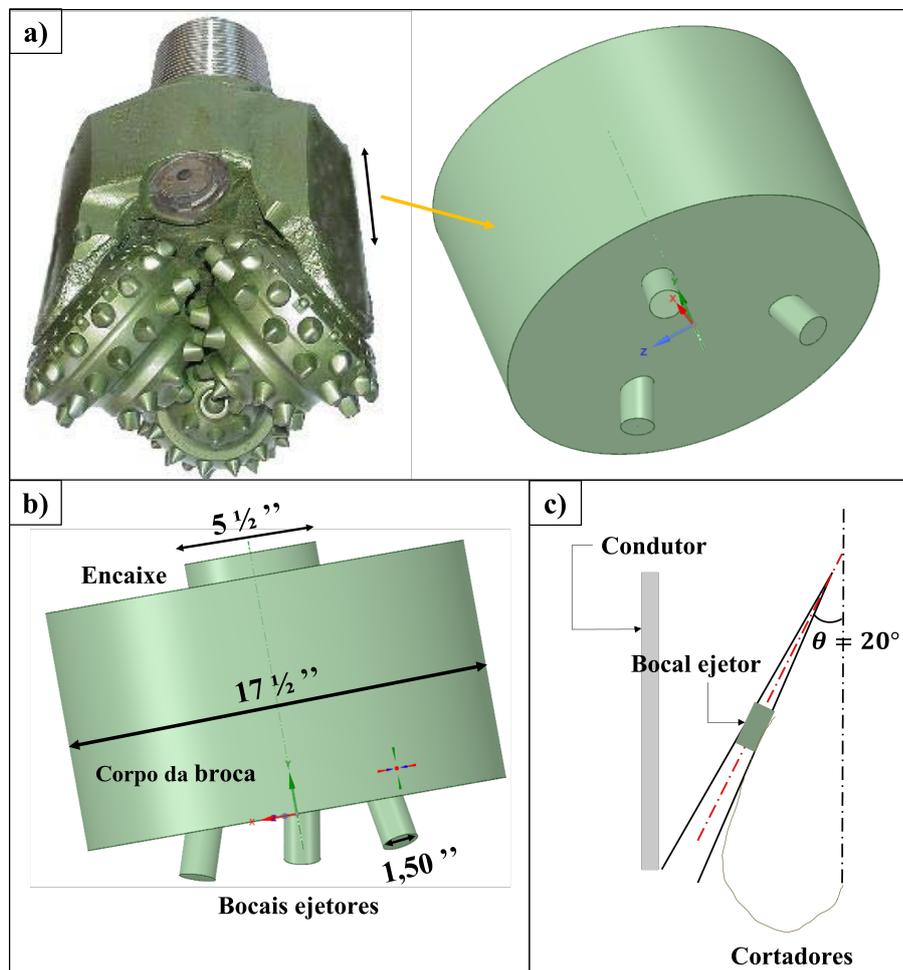


Fonte: Autor (2021)

Neste caso o conjunto condutor – BHA de jateamento também desce a uma velocidade de 0,25 m/s, no entanto, em $t = 0$, a base do condutor está posicionada a 0,50 m de distância do solo. Considerou-se uma distância de 14” entre os bocais ejetores e a base do condutor, baseado em Akers (2008) e Jin et al. (2013), que seria um *bit stick-out* adotado para a broca modelada. Na realidade, o *bit stick-out* é definido como sendo a distância entre a base dos cortadores da broca e a base do condutor (JIN et al., 2013). Caso parte da broca esteja posicionada fora do condutor, tem-se um *bit stick-out* positivo; caso contrário, trata-se de um *bit stick-out* negativo, como é o caso considerado neste modelo, já que o ideal é que os bocais ejetores fiquem para dentro do condutor, de forma que os jatos tenham um máximo alcance radial possível para ampliar a zona de ataque do fluido de perfuração sobre o solo marinho.

Esta opção foi considerada porque os cortadores da parte móvel da broca não foram modelados. Como o intuito é performar a ação do jato, tomou-se o cuidado de posicioná-la a uma altura suficientemente aproximada à posição dos bocais ejetores de uma broca real. Além do mais, a broca considerada deste estudo foi idealizada e modelada somente a partir dos poucos dados obtidos na literatura, já que as empresas dificilmente disponibilizam esse tipo de informação. A broca foi confeccionada no software de CAD (*Computer-aided design*) SpaceClaim, pertencente ao pacote ANSYS 2021, versão estudantil gratuita, disponível para *download* no site do desenvolvedor. A Figura 36 mostra esquematicamente como a broca foi modelada.

Figura 36 – Desenvolvimento da broca: a) Parte do corpo da broca que foi modelado; b) diâmetros do encaixe na coluna de perfuração, da broca e dos bocais ejetores; c) inclinação dos bocais ejetores com a vertical



Fonte: Autor (2021)

A Figura 36 A mostra a parte do corpo da broca que foi modelado, considerando-se apenas três bocais ejetores posicionados com base numa broca tricônica real de mesmo diâmetro. Como pode ser visto na Figura 36 B, a broca possui um encaixe para a coluna de perfuração de 5 1/2" de diâmetro e seus bocais ejetores, 1,50". A inclinação dos bocais ejetores é um fator importante para fornecer uma performance adequada ao jateamento. De acordo com Wang e Song (2019), o ângulo de inclinação de 20° com a vertical é o mais utilizado na indústria, conforme ilustrado pela Figura 36 C. Por exemplo, se este ângulo for superior ao recomendado, os jatos podem passar a incidir na parede interna do condutor, sendo defletidos e não atingindo o solo; caso esse ângulo seja inferior, pode ser que os jatos da broca não forneçam área de ataque suficiente ao jateamento (JIN et al., 2013; KAN et al., 2018). Quanto aos parâmetros operacionais da broca, adotou-se, inicialmente, uma rotação de 60 RPM, proposta por Wang e Li (2014) e uma vazão volumétrica de 800 gpm (galões por minuto), dado disponível em Akers (2008), o que corresponde a uma vazão mássica de 50 kg/s para o fluido de perfuração considerado, neste caso, a água do mar.

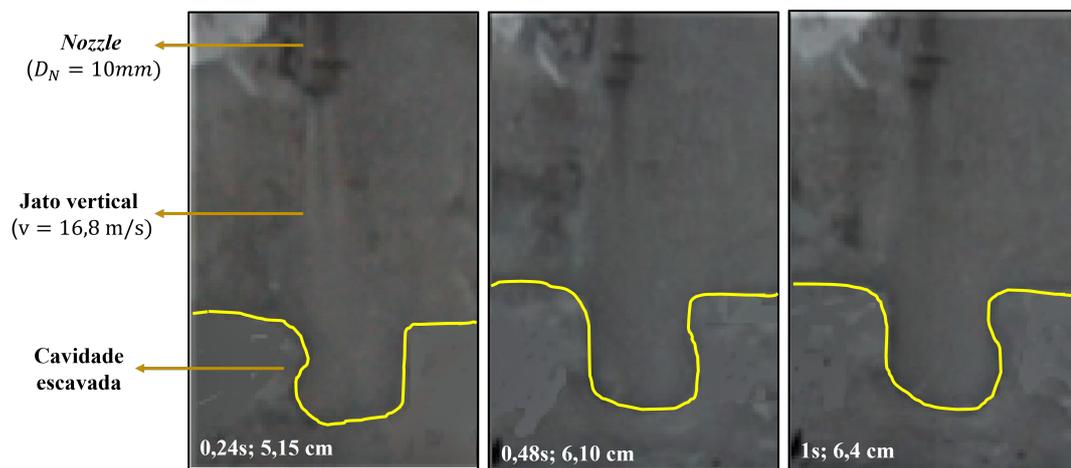
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Análise do Modelo de Solo Proposto

O modelo de solo proposto neste trabalho foi validado qualitativamente de acordo com a observação realizada em laboratório por Wang e Song (2019), um dos poucos materiais encontrados que abordam o tema abordado. Esta alternativa foi considerada porque até o momento não se encontrou dados reológicos experimentais de solos coesivos marinhos na literatura.

O experimento realizado pelos autores consistiu em uma mistura de argilas e água, considerada como amostra de solo, contida num recipiente de acrílico. Em uma de suas paredes, foi acoplado um bocal ejetor (*nozzle*, 10 mm de diâmetro) semicircular com a finalidade de observar o perfil de escavação formado. O bocal ejetor jateou água sobre a amostra de solo a uma velocidade de 16,8 m/s. Conforme pode ser visualizado na Figura 37, referente ao experimento dos autores citados, nota-se que o perfil de escavação foi formado instantaneamente e que a forma da cavidade escavada (contornada pelas linhas amarelas), é quase simétrica em relação ao eixo do bocal ejetor. Em 1s de jateamento, que foi o intervalo de tempo registrado pelos autores em seu estudo, a profundidade atingida foi de 6,4 cm.

Figura 37 – Perfil de escavação da cavidade numa mistura argila-água formado por um jato vertical



Fonte: Modificado de Wang e Song (2019)

A Figura 38 mostra o perfil da cavidade escavada a partir de um jato vertical incidente, utilizando como fluido de perfuração a água do mar, sobre o modelo de solo marinho proposto em fração volumétrica (α). A saber, $\alpha = 0$ é referente à região do fluido secundário, $\alpha = 1$ representa o fluido principal, neste caso, o solo marinho, e $0 < \alpha < 1$ é a região de interface fluido-fluido. Assim como no experimento realizado por Wang e Song (2019), no modelo de solo proposto, o perfil de escavação é formado nos primeiros instantes de jateamento

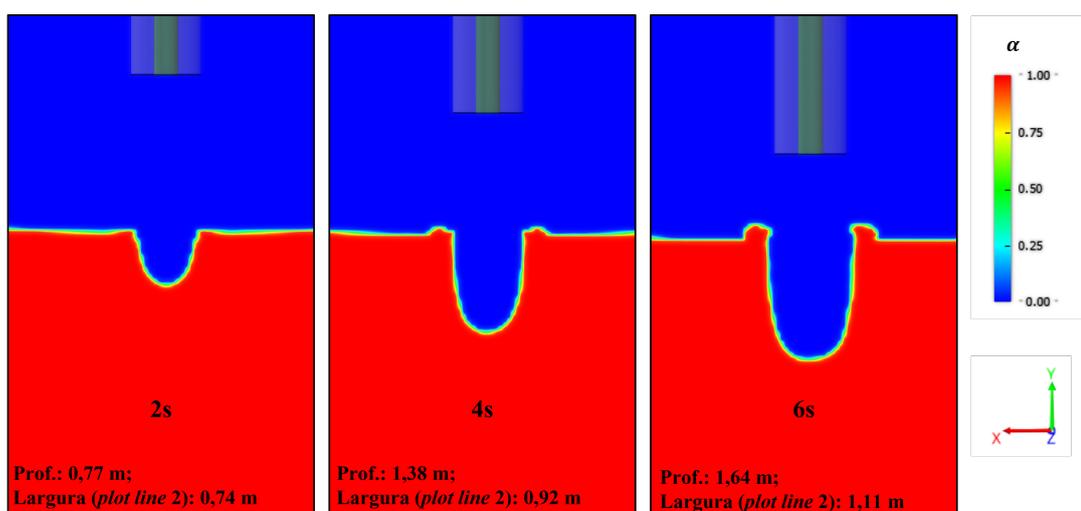
simulação durou cerca de 20 horas para ser finalizada.

O alto tempo de CPU foi devido ao método numérico do *software*, aliado às limitações da máquina utilizada para realizar as simulações. No entanto, uma das principais vantagens do método numérico utilizado pelo XFLOW, em relação aos métodos numéricos convencionalmente utilizados em CFD, é devido o algoritmo para o *Volume of Fluid* desenvolvido em termos do método Lattice-Boltzmann. Isto porque o LBM oferece um melhor suporte à simulação de escoamentos mais complexos, como é o caso dos fluxos multifásicos, dado que este método reconhece bem a interface entre as fases fluidas consideradas (KOMORI, 2012; ALIZADEH et al., 2017; SUDHAKAR; DAS, 2020).

A modelagem mais precisa na região de interface fluido-fluido é uma característica importante para este estudo, visto que o intuito é investigar a deformação no solo e, para isso, as interfaces entre o solo e o fluido de perfuração considerado precisam ser bem definidas, conforme o destaque dado à região interfacial na Figura 38. No entanto, apesar da precisão, a principal desvantagem encontrada no método numérico utilizado foi o custo computacional envolvido.

A Figura 39 mostra o desenvolvimento do perfil de escavação no solo ao longo do tempo em fração volumétrica. Nota-se que, durante os 6s de jateamento, a cavidade tende a manter o comportamento simétrico em relação ao eixo do jato, escoando continuamente, mostrando uma estabilidade física do modelo no intervalo de tempo considerado. A cavidade escavada tende a expandir com o tempo de aplicação da carga e conforme o conjunto condutor-bocal ejetor aproxima-se da *mudline*. O jato que retorna, ao incidir no fundo da cavidade, ajuda a modelá-la, formando uma elevação nas laterais acima da marca da *mudline*.

Figura 39 – Perfil da cavidade escavada em fração volumétrica no plano XY

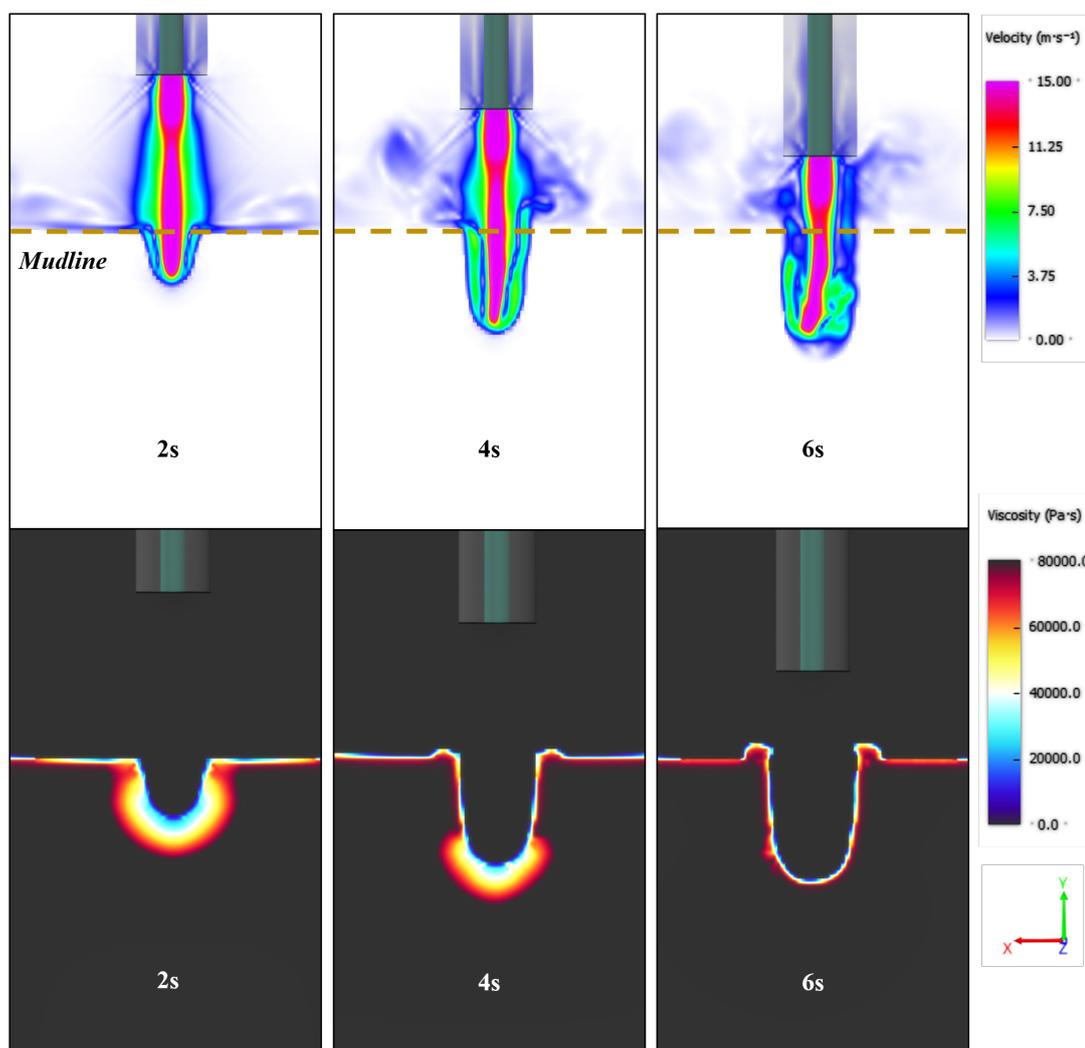


Fonte: Autor (2021)

A Figura 40 mostra a distribuição de viscosidade no solo de acordo com o comportamento do jato. A região do solo que está em contato direto com a zona de maior velocidade do

jato e, conseqüentemente, que possui maior taxa de cisalhamento, apresenta uma diminuição da viscosidade, chegando a reduzir até cerca de 50% de seu valor original. Este comportamento é esperado dos fluidos viscoplásticos, nos quais o aumento da taxa de cisalhamento resulta na diminuição da viscosidade.

Figura 40 – Comportamento do jato e distribuição de viscosidade no solo ao sofrer deformação durante o jateamento no plano XY



Fonte: Autor (2021)

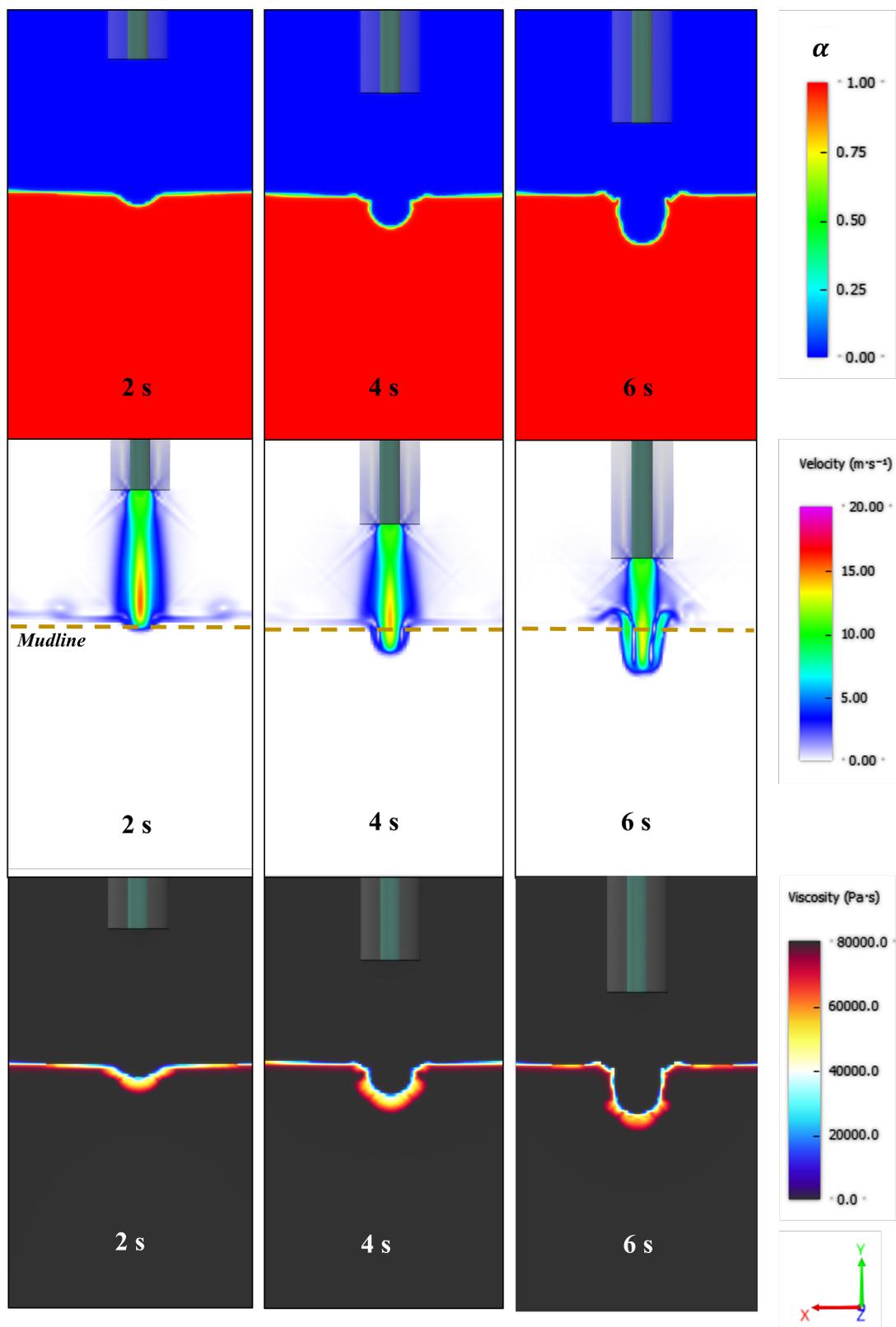
Analisando-se o comportamento do jato em si, observa-se que a velocidade longitudinal na zona do eixo do bocal ejetor é praticamente igual à velocidade de saída do jato, onde o ele possui maior velocidade, logo, maior energia. Quanto mais distante desta região central, a propagação do jato tende a aumentar lateralmente e a velocidade longitudinal decresce devido à maior transferência de quantidade de movimento que acontece conforme o fluido do jato se desloca (AZEVEDO, 2006). Este fenômeno é conhecido como espalhamento lateral do jato e ocorre, dentre outros motivos, devido à turbulência e à aceleração da gravidade (KEMPKA, 2017). Na Figura 40, nota-se o movimento irregular do jato pela presença de agitação do fluido e pelo desenvolvimento de vorticidade devido ao choque do jato com o fundo da cavidade.

Conforme a largura do jato se expande e a velocidade longitudinal diminui em suas zonas mais periféricas, nota-se, ainda na Figura 40, que a viscosidade do solo passa a se restabelecer, visto que há diminuição na taxa de cisalhamento sobre ele. Também em consequência a diminuição da velocidade do jato em suas regiões periféricas, o ganho de largura da cavidade tende a estabilizar ao longo do tempo.

4.2 Influência da Velocidade do Jato

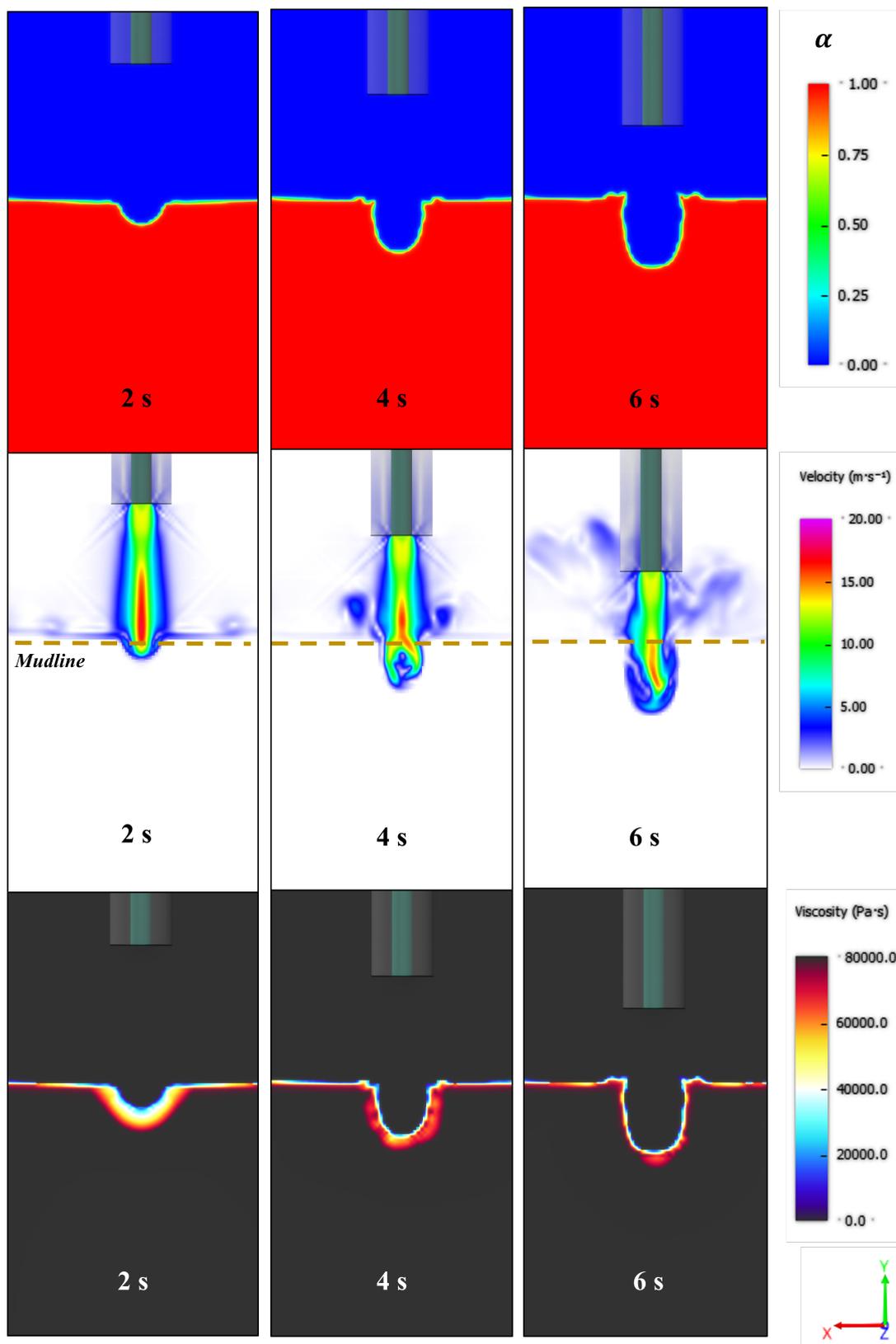
O comportamento do solo mediante a variação da velocidade do jato pode ser visualizado nas Figuras 41, 42, 43, 44 e 45 para as velocidades do jato de 10 m/s, 12 m/s, 15 m/s, 17 m/s e 20 m/s nos instantes 2 s, 4 s e 6 s, respectivamente, que mostram os resultados qualitativos do perfil da cavidade escavada, em fração volumétrica, em consequência ao comportamento do jato representado pela distribuição de velocidades.

Figura 41 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade a $v = 10$ m/s



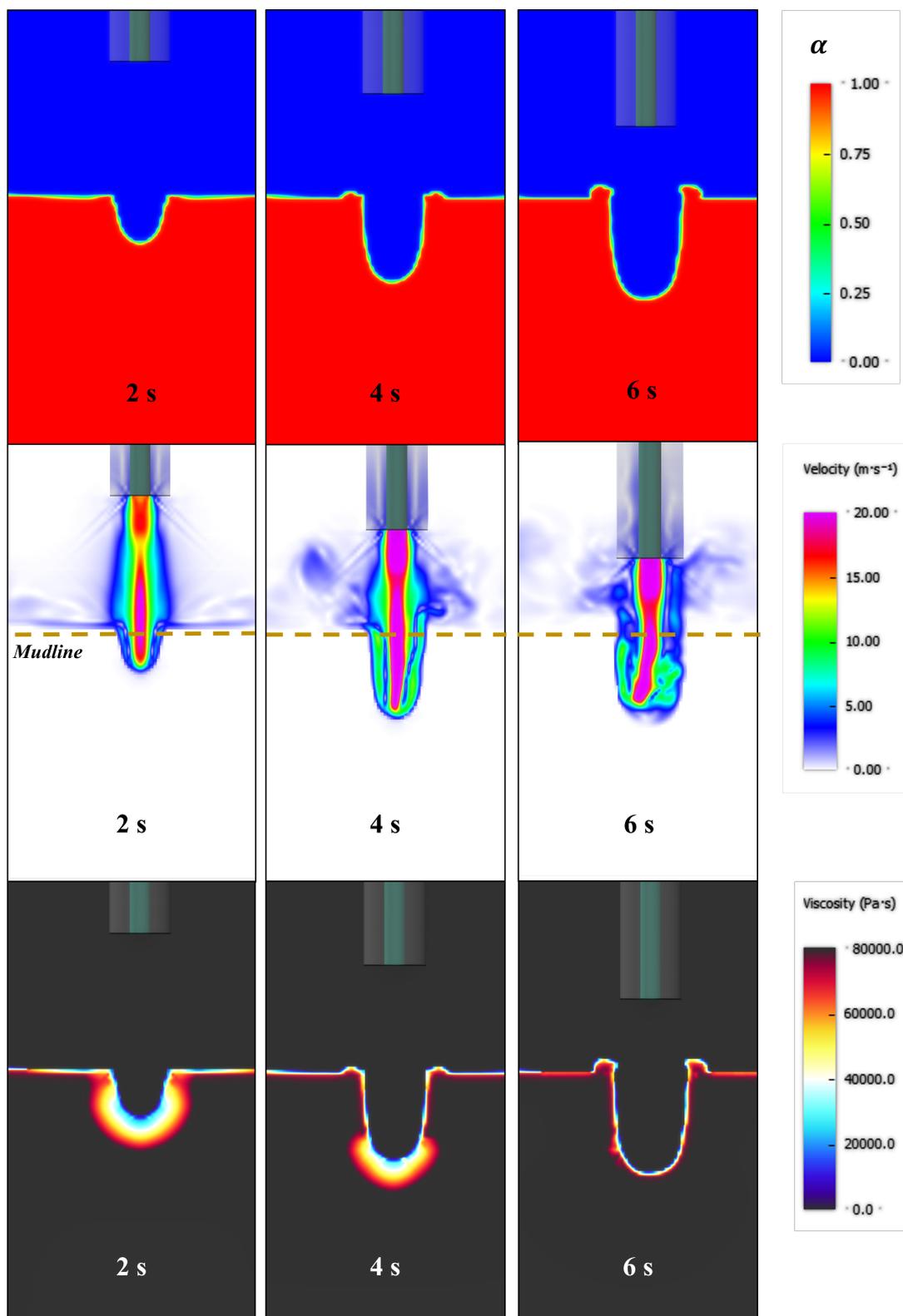
Fonte: Autor (2021)

Figura 42 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade a $v = 12$ m/s



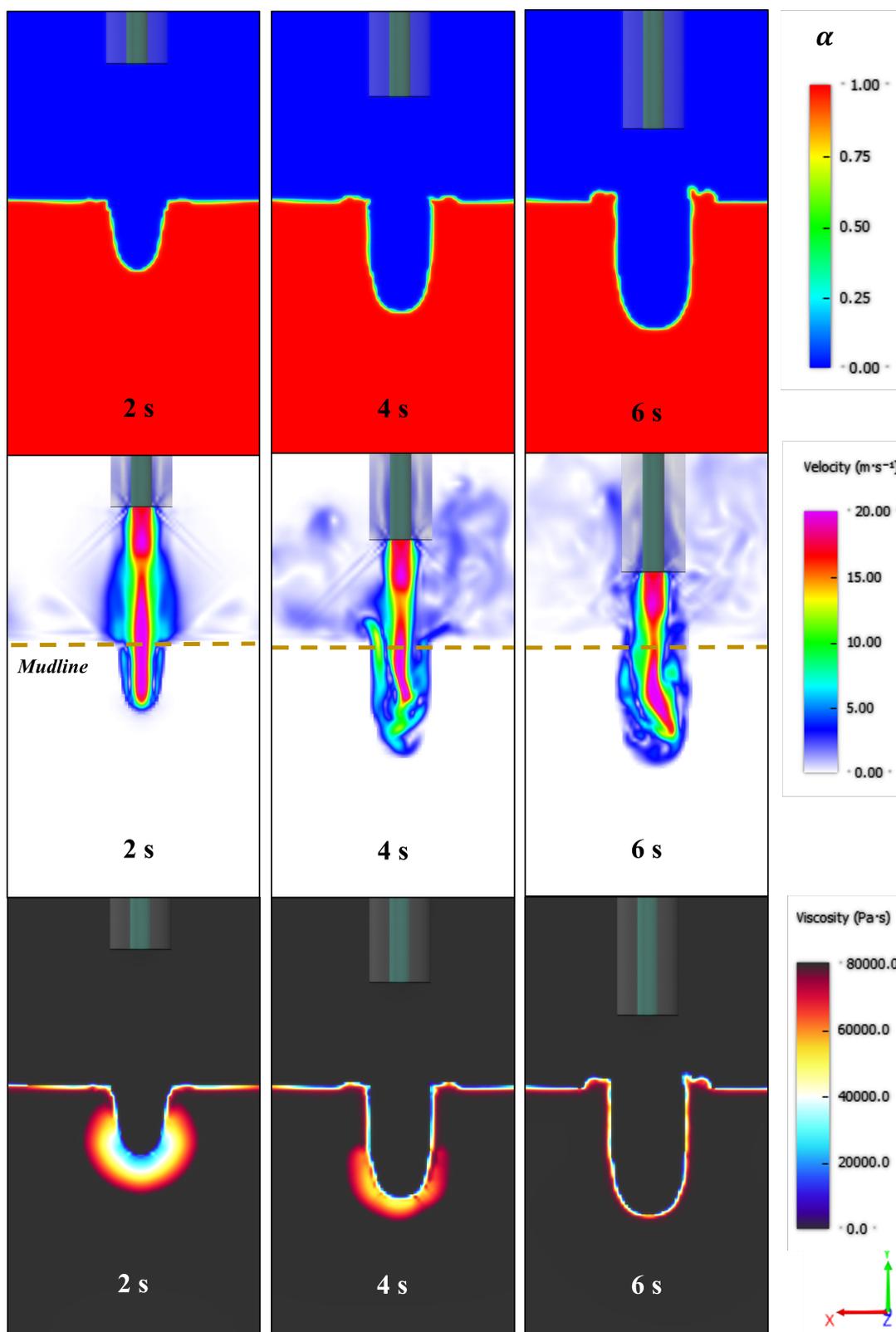
Fonte: Autor (2021)

Figura 43 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade a $v = 15$ m/s



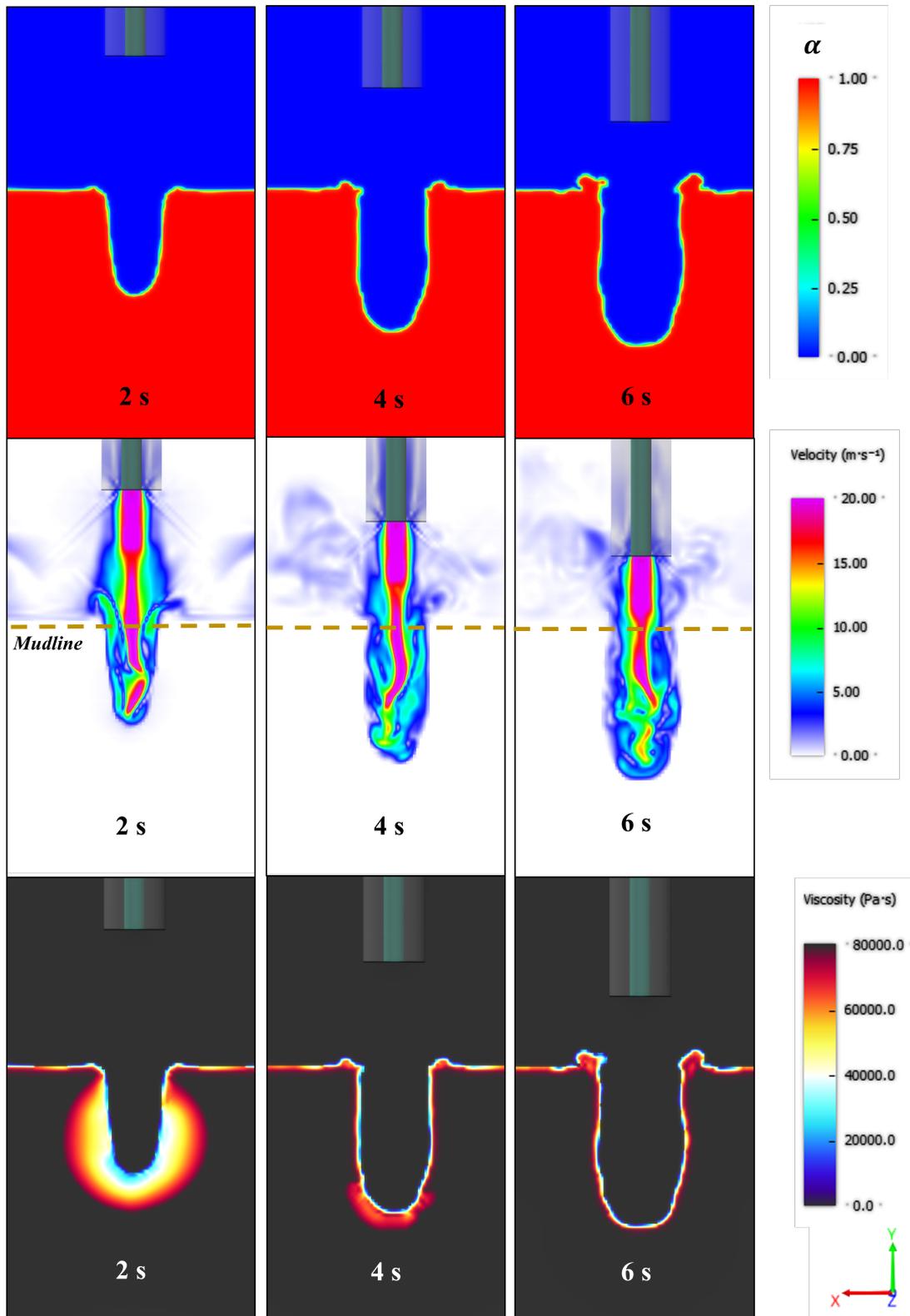
Fonte: Autor (2021)

Figura 44 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade a $v = 17$ m/s



Fonte: Autor (2021)

Figura 45 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade a $v = 20$ m/s



Fonte: Autor (2021)

Com o passar do tempo de jateamento observado, o aumento de velocidade resulta num ganho gradual de profundidade e de largura na cavidade escavada, conforme o esperado, dado

que a velocidade do jato é o fator que mais influencia na performance desta operação: maiores velocidades fornecem mais energia e, conseqüentemente, causam uma deformação mais profunda no solo (WANG; LI, 2014; ZHOU et al., 2016; WANG; SONG, 2019). As elevações do solo que se formam acima da *mudline* tendem a perder a simetria com o aumento da velocidade, provavelmente, em resposta à turbulência do jato, que retorna ao incidir com o fundo da cavidade para as regiões acima da *mudline*. A cavidade em si, no entanto, mantém-se simétrica em relação ao eixo do bocal ejetor durante o tempo de jateamento considerado nas simulações em todos os casos observados. Percebe-se, também, uma maior vorticidade nas regiões mais distantes do bocal ejetor com o aumento da velocidade do jato ao longo do tempo.

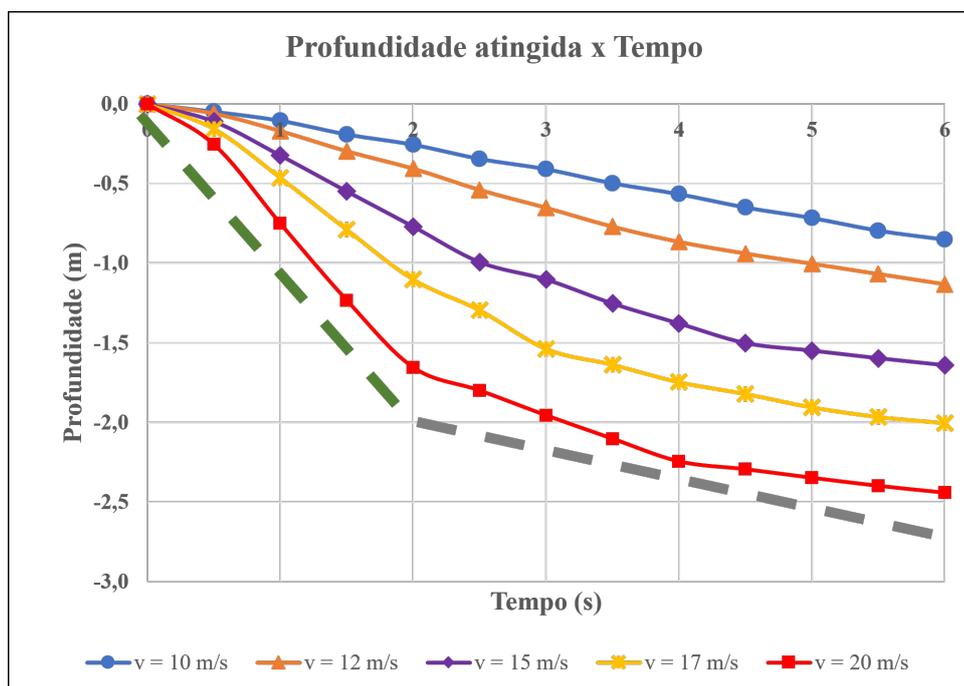
A vorticidade corresponde à rotação de partículas fluidas. Em se tratando de jatos, a vorticidade está intimamente relacionada às tensões cisalhantes. Este fenômeno se origina quando o fluido não consegue escoar na superfície sobre a qual está incidindo, surgindo devido à diferença de pressão em relação às regiões vizinhas. Com isto, o fluido age de modo a atingir o equilíbrio do sistema, escoando para outras regiões e, conseqüentemente, mudando de direção, sentido e intensidade (CLANCY, 1975).

A distribuição da viscosidade do solo também varia com o aumento da velocidade do jato. Nota-se uma maior distribuição de viscosidade no solo nas regiões que estão em contato com o jato direto, isto é, de velocidades próximas à saída do bocal ejetor. Isto pode ser mais bem observado no instante 2 s. No entanto, a maior vorticidade proporcionada pelo aumento da velocidade do jato, provavelmente, resultou na redução da taxa de cisalhamento incidente sobre o solo, fazendo com que a sua viscosidade fosse restabelecida mais rapidamente, conforme pode ser observado nos instantes 4 s e 6 s.

Os resultados quantitativos da performance do jateamento ao longo do tempo analisado podem ser visualizados nas Figuras 46, 47, 48 e 49, que mostram, respectivamente, a profundidade atingida pelo jato e as larguras da cavidade nas *plot lines* 2, 3 e 4. A frequência de cálculo estabelecida para este caso foi de 10 Hz, totalizando 60 *steps* (10 *steps* para cada segundo de jateamento). Os dados utilizados para os gráficos foram obtidos a partir dos *steps* 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 55 e 60.

Observando-se o gráfico de profundidade atingida ao longo do tempo mostrado na Figura 46, percebe-se que o comportamento da curva tende a mudar com o aumento da velocidade do jato: intensidades inferiores ao valor padrão ($v = 15$ m/s) deformaram o solo de maneira praticamente linear, enquanto maiores velocidades tendem a acentuar a diferença entre duas fases na performance do jateamento: a primeira fase é referente ao ganho mais rápido de profundidade e a segunda, a uma escavação mais lenta.

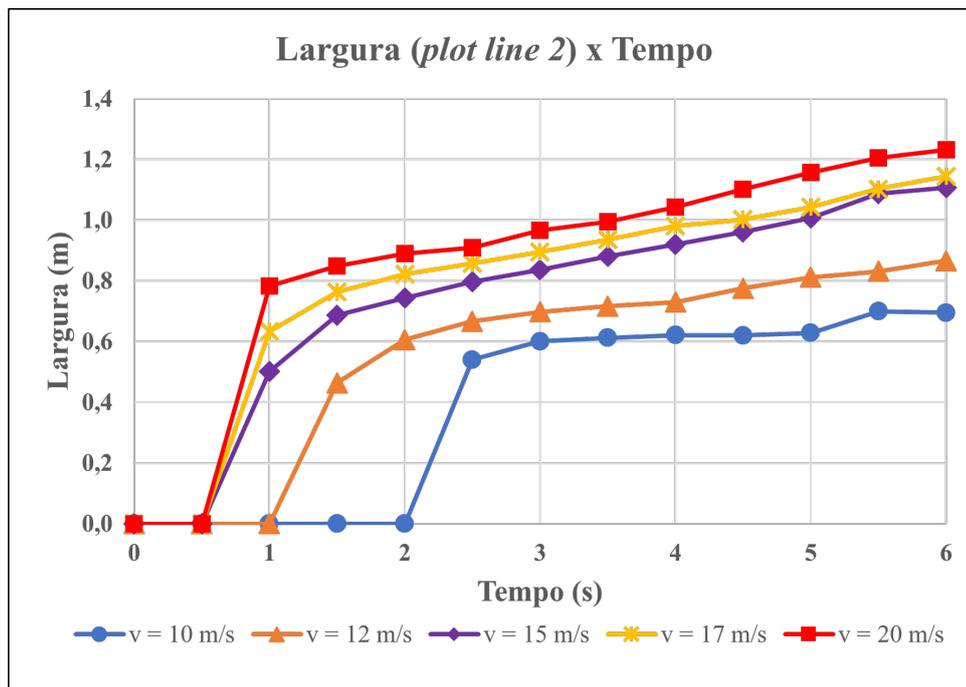
Figura 46 – Gráfico de profundidade atingida ao longo do tempo variando-se a intensidade da velocidade do jato



Fonte: Autor (2021)

Como pode ser notado, por exemplo, no caso da velocidade de 17 m/s e, de maneira mais evidente, na curva do cenário correspondente a 20 m/s, nos primeiros 2 s de jateamento a inclinação da curva é maior, indicada pela reta tracejada verde, o que se deve pela escavação comandada pela região do jato de maior velocidade, logo, de maior energia. Após os 2 s, a inclinação da curva, indicada pela reta tracejada cinza, tende a diminuir, evidenciando que o ganho de profundidade pode estar estabilizando mesmo com o bocal ejetor se aproximando da região de ataque, o que indica uma escavação governada pela região do jato de menor intensidade, que perdeu energia após a colisão com as paredes da cavidade. Observa-se, ainda, um aumento relativo de 187% da profundidade ao dobrar a velocidade do jato de 10 m/s para 20 m/s ao final dos 6 s de jateamento.

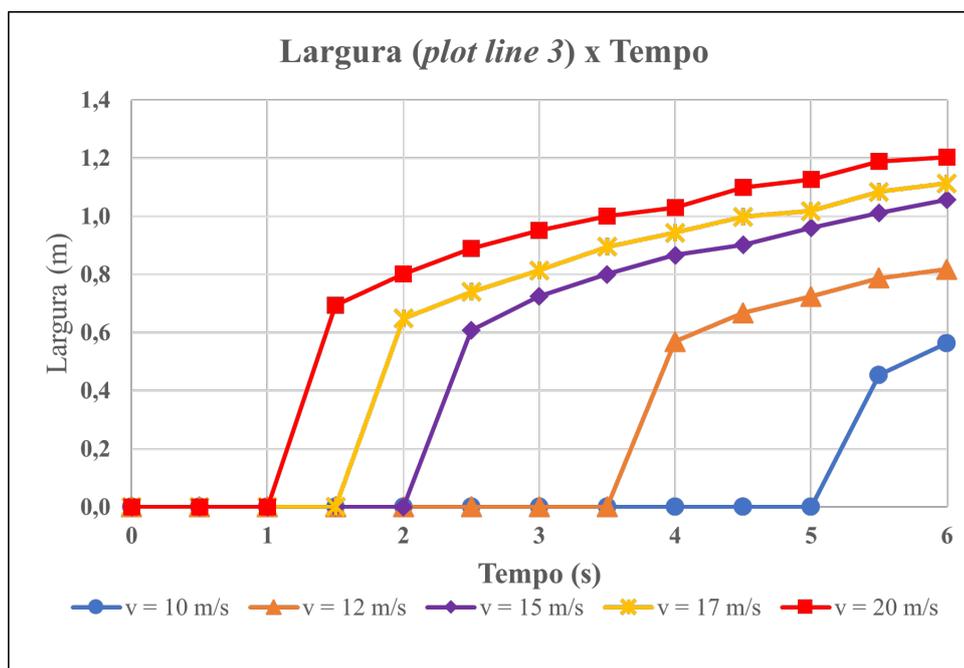
A partir do gráfico representado na Figura 47, nota-se que as curvas tendem a manter um comportamento semelhante mesmo com o aumento da velocidade do jato. Vê-se que as curvas correspondentes aos jatos de 15 m/s, 17 m/s e 20 m/s levam aproximadamente o mesmo tempo para alcançarem a *plot line 2*, que está posicionada a 0,2 m da *mudline*; os jatos de menores velocidades, 10 m/s e 12 m/s demoram um pouco mais para alcançarem-na. O aumento da velocidade do jato faz com que a deformação no solo ocorra mais rapidamente, fornecendo maiores larguras à cavidade escavada.

Figura 47 – Gráfico de largura da cavidade medida a partir da *plot line 2* ao longo do tempo variando-se a velocidade do jato

Fonte: Autor (2021)

Conforme observado no gráfico da Figura 48, a partir da *plot line 3*, que está posicionada a 0,7 m da *mudline*, nota-se uma diferença significativa para que a deformação causada no solo pelos jatos de menor consigam alcançá-la: enquanto o jato 20 m/s começa a alargar a cavidade na *plot line 3* em 1 s, o jato de 17 m/s em 1,5 s, e jato de 15 m/s em 2 s, os jatos de menor intensidade, 12 m/s e 10 m/s levam, respectivamente, 3,5 s e 5 s para fazerem o mesmo. Nota-se que, a esta profundidade, os comportamentos das curvas tendem a se distanciar, tornando mais evidente o efeito da variação da velocidade do jato na deformação do solo. Na *plot line 3*, as cavidades correspondentes às velocidades de 15 m/s, 17 m/s e 20 m/s ainda apresentam larguras aproximadas.

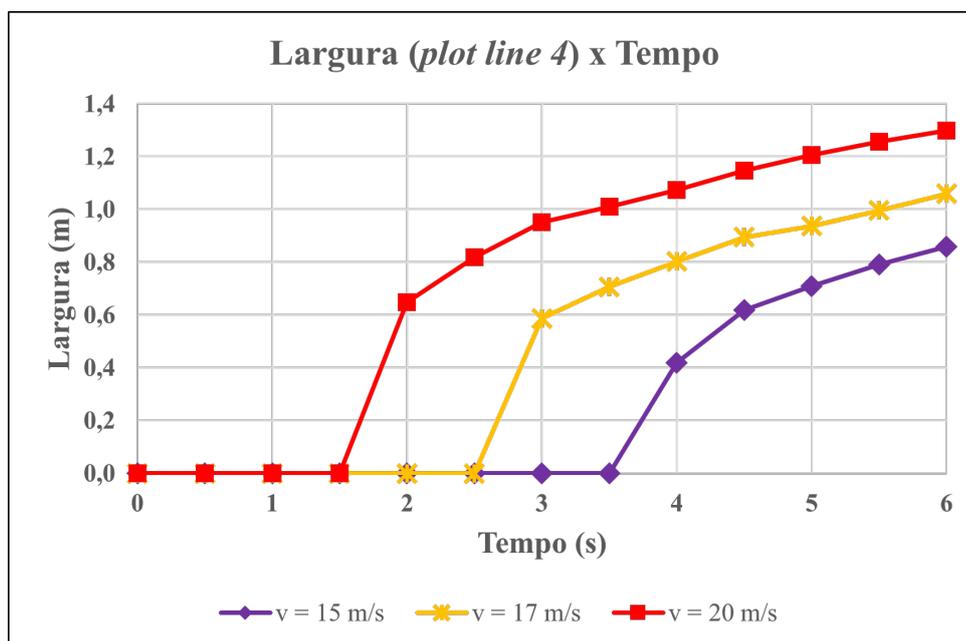
Figura 48 – Gráfico de largura da cavidade medida a partir da *plot line* 3 ao longo do tempo variando-se a velocidade do jato



Fonte: Autor (2021)

Segundo o que pode ser observado no gráfico da Figura 49, os jatos de velocidade de 10 m/s e 12 m/s não deformam o solo o suficiente para que suas cavidades alcancem a posição correspondente à *plot line* 4, localizada a 1,3 m abaixo da *mudline*. A esta profundidade, somente os jatos com velocidades de 15 m/s, 17 m/s e 20 m/s possuem energia suficiente para promover a escavação do solo. Neste caso, os comportamentos das curvas apresentadas no gráfico tendem a se afastar, de modo que uma maior velocidade promove um alargamento mais rápido da cavidade.

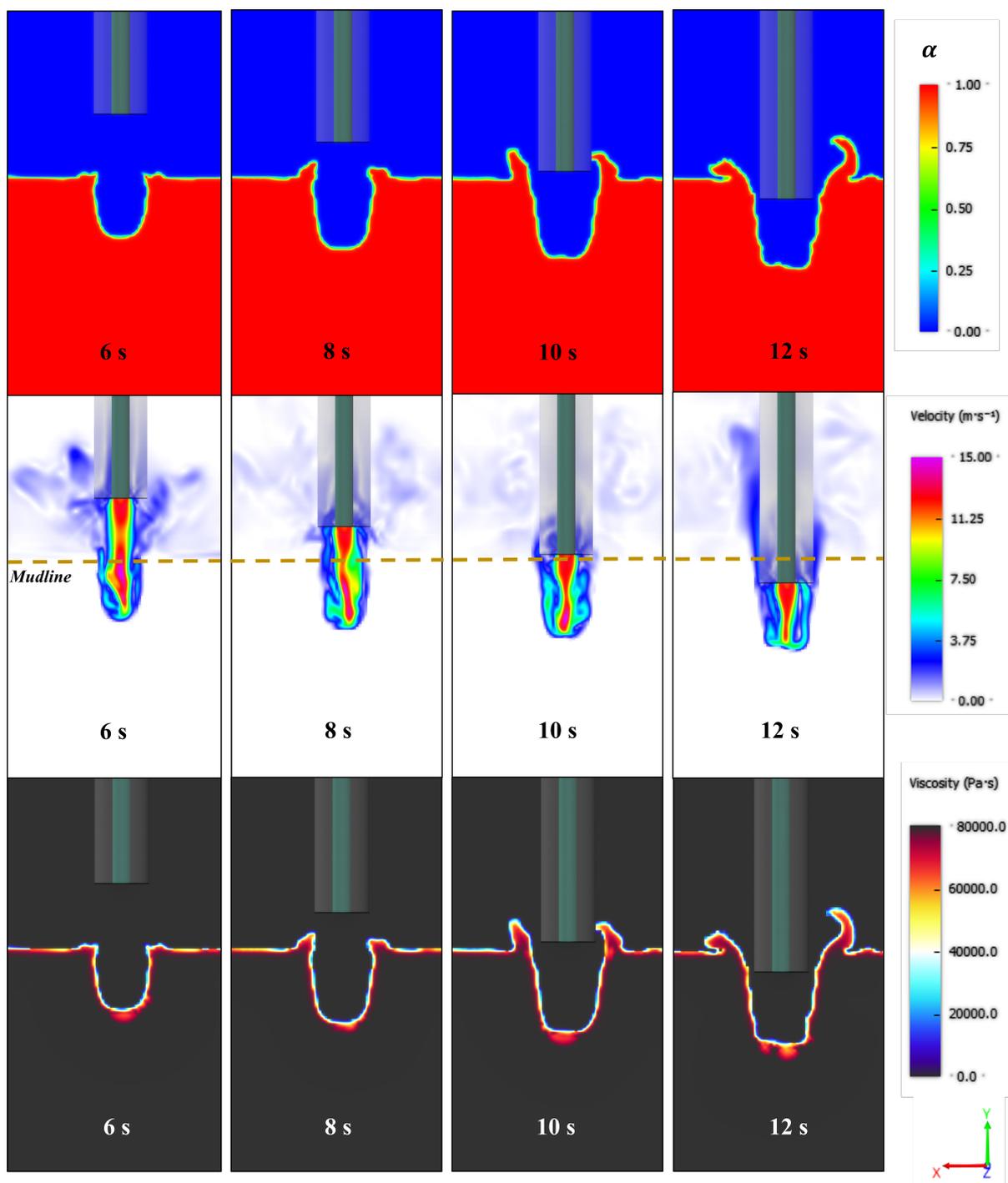
Figura 49 – Gráfico de largura da cavidade medida a partir da *plot line 4* ao longo do tempo variando-se a velocidade do jato



Fonte: Autor (2021)

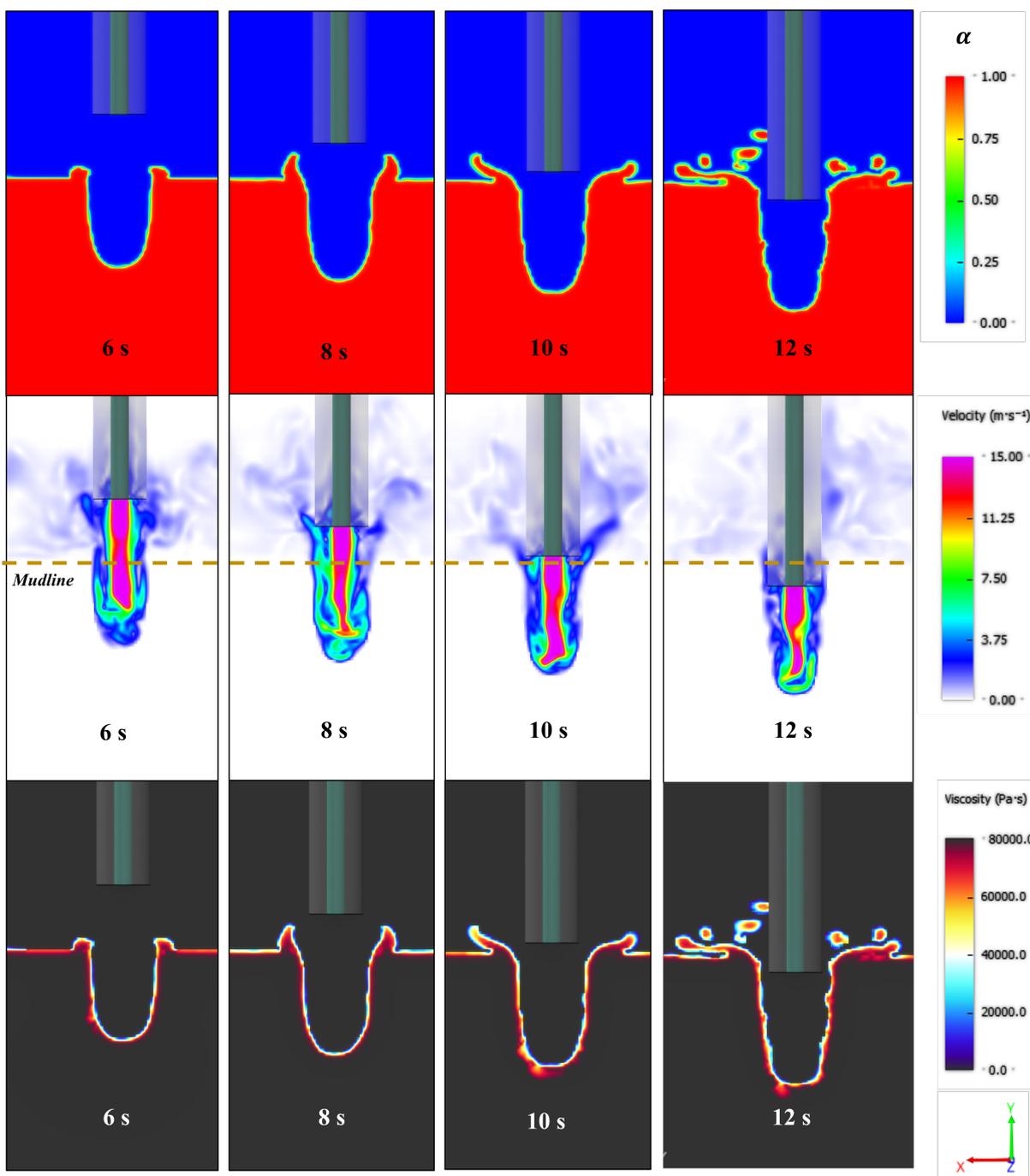
Para uma melhor compreensão do processo estudado, simulou-se o jateamento até 12 segundos, no entanto, apenas dois cenários de velocidade do jato foram escolhidos, dado que cada modelo, para esse tempo de jateamento, demandou cerca de 48 horas de tempo de CPU. Visto que se trata de uma geometria de aspectos limitados, optou-se por simular velocidades medianas dentro do intervalo já analisado anteriormente nesta etapa do estudo. Além do mais, velocidades do jato muito altas e aplicadas por mais tempo sobre o solo podem comprometer a sua estrutura, fazendo com que ocorra o desmoronamento de suas paredes, resultando no colapso da cavidade. Para isto, analisou-se o comportamento do solo mediante a deformação imposta pelos jatos de 12 m/s e 15 m/s (do caso padrão). As Figuras 50 e 51 mostram a deformação causada no solo e a distribuição de viscosidade em resposta ao comportamento do jato ao longo dos 12 s de jateamento para as velocidades de 12 m/s e 15 m/s, respectivamente.

Figura 50 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade no solo para $v = 12$ m/s após 12 s de jateamento



Fonte: Autor (2021)

Figura 51 – Perfil da cavidade escavada, comportamento do jato e distribuição de viscosidade no solo para $v = 15$ m/s após 12 s de jateamento



Fonte: Autor (2021)

Comparando-se o comportamento do solo a partir do instante de tempo 6 s por diante, nota-se que em ambos os casos a cavidade tende a manter certa simetria em relação ao eixo do bocal ejetor e que as elevações do solo tendem a aumentar, porém, não mantém a simetria. Como pode ser visualizado na Figura 50, isto é percebido de forma mais evidente no caso da deformação no solo provocada pela velocidade do jato de 12 m/s, visto que parte desta elevação que se formou se adere por alguns instantes à parede externa do condutor, mas logo se

desprende indo em sentido à *mudline*. Este movimento que ocorre, provavelmente, comandado pela turbulência do jato ao retornar em sentido ascendente após incidir com o fundo da cavidade.

Já no caso da deformação provocada pela velocidade do jato de 15 m/s, como pode ser visto na Figura 51, nota-se uma tendência de fragmentos de solo se desprenderem nas regiões da *mudline*, indicando que uma maior perturbação está sendo causada devido à maior energia envolvida no jateamento com o aumento da velocidade do jato. A propagação de energia durante o processo pode ter sido afetada devido às limitações impostas pelo tamanho da geometria considerada no modelo. Outro motivo para que esse desprendimento tenha ocorrido pode ser uma possível propagação de erro associado à aproximação numérica do método numérico do *software*, que é baseado em colisão de partículas.

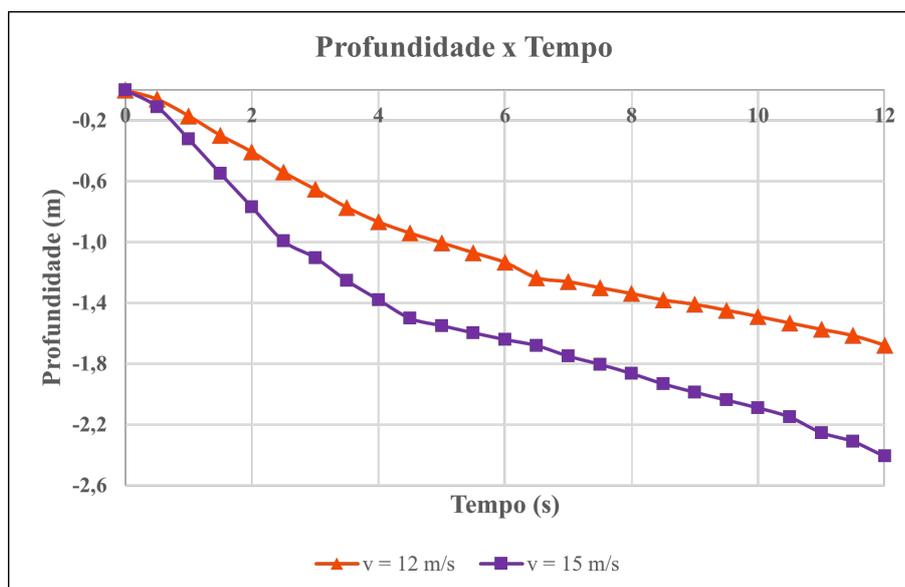
Comparando-se o comportamento do solo e do jato nos instantes de tempo 2 s, 4 s e 6 s, das Figuras 42 e 43, com o que é observado nas Figuras 50 e 51, nos instantes 8 s, 10 s e 12 s, vê-se que o ganho de profundidade promovido pelo jato não necessariamente acompanha a descida do conjunto condutor-bocal ejetor, pois a distância entre o bocal de saída do jato e o fundo da cavidade está diminuindo com o passar do tempo. Isto é observado em ambos os casos, no entanto, é mais evidente para o jato de 12 m/s. Provavelmente, isto ocorreu porque os jatos estão encontrando alguma resistência durante a escavação do solo com o ganho de profundidade, eventualmente ocasionada devido ao aumento de coluna hidrostática.

Em se tratando da distribuição de viscosidade, percebe-se que em ambos os casos, a viscosidade do solo continua praticamente restabelecida, já que a taxa de cisalhamento aplicada nas paredes da cavidade formada mantém-se diminuída, provavelmente, devido à vorticidade desenvolvida mediante a turbulência do jato. Isto pode ser visualizado na distribuição de viscosidade do solo das Figuras 50 e 51 para o tempo de jateamento considerado.

Nas Figuras 52, 53, 54 e 55 estão representados os gráficos de profundidades atingidas e larguras das cavidades nas *plot lines* 2, 3 e 4, respectivamente. Os dados necessários para plotar as curvas dos gráficos além dos 6 segundos anteriores foram obtidos nos *steps* 65, 70, 75, 80, 85, 90, 95, 100, 105, 110, 115 e 120.

No gráfico da Figura 52, é possível visualizar de forma mais completa como ocorreu o comportamento do solo em resposta ao jateamento. As curvas indicam que as cavidades, de fato, continuam expandindo continuamente. A velocidade do jato de 15 m/s ainda mostra uma maior eficiência na escavação vertical do solo, no entanto, em ambas as curvas se nota que o ganho de profundidade tende a estabilizar ainda mais com o passar do tempo, visto que a partir dos 6 segundos é possível observar uma certa suavização na inclinação de ambas as curvas. Apesar disso, verificou-se que ao final dos 12 s de jateamento ainda foi possível obter um aumento de, aproximadamente, 48% de profundidade para o jato de 12 m/s e de 47% para o jato de 15 m/s em relação aos 6 s decorridos das análises anteriores. Com isso, observa-se que neste caso, ao dobrar o tempo de operação, pode-se obter um aumento de cerca de 50% na profundidade atingida pelo jato que está deformando o solo.

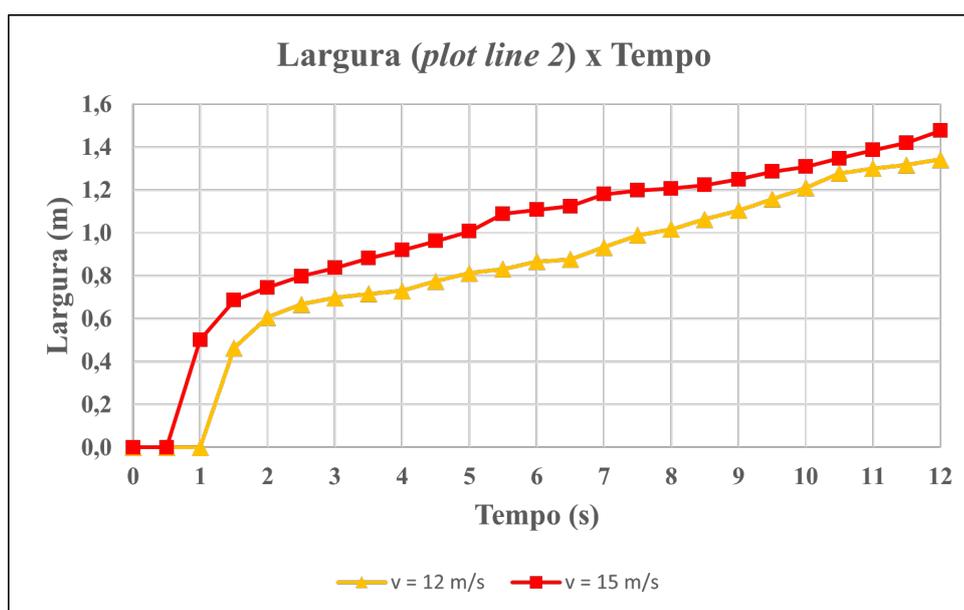
Figura 52 – Gráfico de profundidade atingida ao longo do tempo variando-se a intensidade da velocidade do jato em 12 m/s e 15 m/s para 12 s de jateamento



Fonte: Autor (2021)

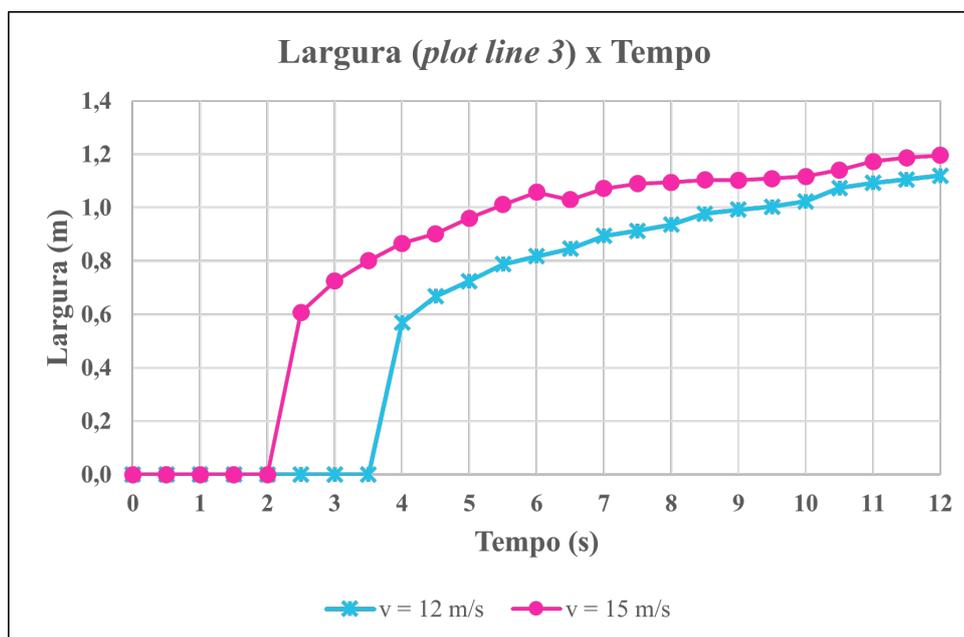
Nos gráficos de largura da cavidade visualizados nas Figuras 53 e 54, nas *plot lines* 2 e 3 é possível perceber uma tendência de alargamento contínuo das cavidades com o passar do tempo. Vê-se que, apesar de o jato de 15 m/s proporcionar um alargamento maior, as curvas de largura estão se aproximando, indicando que o aumento da velocidade do jato não necessariamente irá proporcionar uma maior escavação lateral nas paredes da cavidade

Figura 53 – Gráfico de largura da cavidade na *plot line* 2 ao longo do tempo variando-se a intensidade da velocidade do jato em 12 m/s e 15 m/s para 12 s de jateamento



Fonte: Autor (2021)

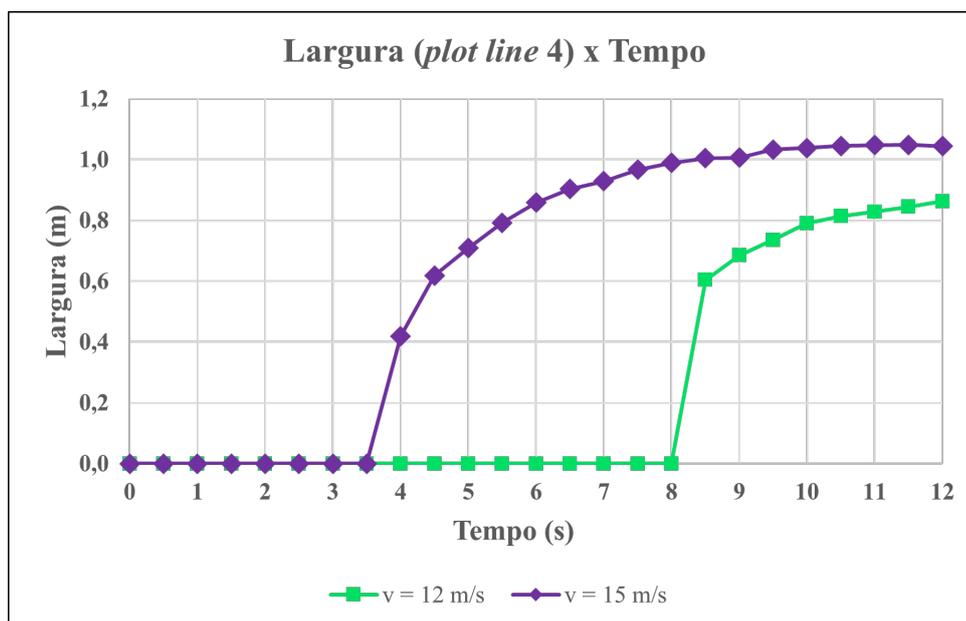
Figura 54 – Gráfico de largura da cavidade na *plot line 3* ao longo do tempo variando-se a intensidade da velocidade do jato em 12 m/s e 15 m/s para 12 s de jateamento



Fonte: Autor (2021)

A partir da *plot line 3*, no entanto, observa-se que o ganho de largura tende a estabilizar durante o intervalo de tempo considerado independente da intensidade da velocidade do jato. Isto ocorre porque o ganho de largura se deve à escavação lateral proporcionada pelas regiões do jato de menor intensidade, logo, de menor energia, que recirculam em sentido à *mudline* após incidir no fundo da cavidade. No gráfico de largura da cavidade na *plot line 4*, mostrado na Figura 55, não há uma curva correspondente ao jato de 12 m/s, visto que ainda não havia dado tempo suficiente para a cavidade se desenvolver para, então, ser quantificada. No caso do gráfico da Figura 55, observa-se que o alargamento para o jato de 12 m/s ocorre justamente a partir dos 8 segundos de jateamento. A esta profundidade nota-se que o ganho de largura também mostra uma certa tendência a estabilizar durante o tempo considerado no processo.

Figura 55 – Gráfico de largura da cavidade na *plot line* 4 ao longo do tempo variando-se a intensidade da velocidade do jato em 12 m/s e 15 m/s para 12 s de jateamento



Fonte: Autor (2021)

Na *plot line* 2, verificou-se aos 12 s de jateamento houve um aumento de, aproximadamente, 55% na largura da cavidade para o jato de 12 m/s e de 31% para o jato de 15 m/s ambos os casos em relação aos 6 s de jateamento. Na *plot line* 3, observa-se que ao final do tempo considerado, houve um aumento na largura por volta de 37% para o jato de 12 m/s e de 13% para o jato de 15 m/s. Provavelmente, o aumento relativo verificado para a velocidade de 15 m/s foi inferior porque este jato obteve um avanço maior em profundidade se comparado à velocidade de 12 m/s. Sendo assim, o fluido correspondente jato de 15 m/s ao recircular em sentido à *mudline*, passando a novamente pelas *plot lines* 3 e 4, já possui uma menor velocidade para promover a escavação lateral se comparado ao jato de 12 m/s na mesma situação. No caso da *plot line* 4, não há como verificar um aumento relativo para o jato de 12 m/s, já que no instante 6 s este jato ainda não havia alcançado tal profundidade. O jato de 15 m/s, no entanto, obteve um aumento em torno de 22% ao dobrar o tempo de jateamento de 6 s para 12 s.

4.3 Influência do Fluido de Perfuração

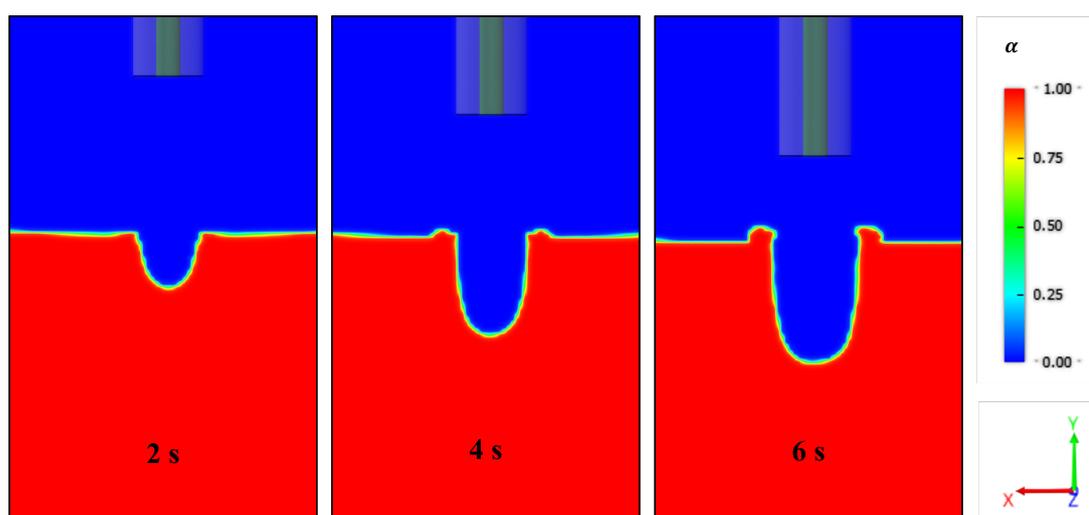
Primeiramente, a observação foi realizada utilizando-se água do mar e fluidos de perfuração que se aproximassem da composição do *sweeps*. É comum a utilização da água do mar para jatear o solo marinho devido à disponibilidade e fácil obtenção. Os *sweeps* são fluidos de perfuração formulados a partir da modificação de propriedades do fluido de perfuração base através de aditivos, visando melhorar a capacidade de carrear os sedimentos no anular do poço (MAHMOUD et al., 2020). Para o caso do jateamento do solo marinho, o *sweeps* é proposto por Akers (2008) como uma mistura de água do mar, goma de xantana e bentonita, sendo adequada

para este processo ao se levar em conta sua capacidade de carrear os sedimentos e sua eficiência na limpeza de poço sob vazões de fluido limitadas utilizadas nas fases iniciais do jateamento.

Buscou-se na literatura por dados reológicos e demais propriedades de fluidos de perfuração *sweeps* utilizados em jateamento, no entanto, nenhum material foi encontrado até o momento. Sendo assim, prosseguiu-se com as análises considerando-se os fluidos de perfuração desenvolvidos por Gomes (2019) e Salam et al. (2019), que possuem composições semelhantes àquela estabelecida por Akers (2008) e que disponibilizaram os dados reológicos e as demais propriedades do fluido de perfuração, necessárias para a modelagem do processo. Os fluidos de perfuração elaborados por Gomes (2019) e Salam et al. (2019) possuem massa específica próxima à da água do mar e, provavelmente, seriam fluidos capazes de manter a pressão hidrostática necessária à fase de poço em questão. Para melhores observações, utilizou-se um outro fluido de perfuração, desenvolvido por Wagle et al. (2018). Este fluido de perfuração é utilizado para poços HPHT (*high pressure and high temperature*), tanto para o carreamento de sedimentos em poços quanto para manter a pressão hidrostática nestas condições. Mesmo por se tratar de um fluido de massa específica bastante elevada para a fase de jateamento, optou-se por considerá-lo nesta etapa do estudo para observar melhor a influência das propriedades dos fluidos de perfuração na deformação do solo considerado.

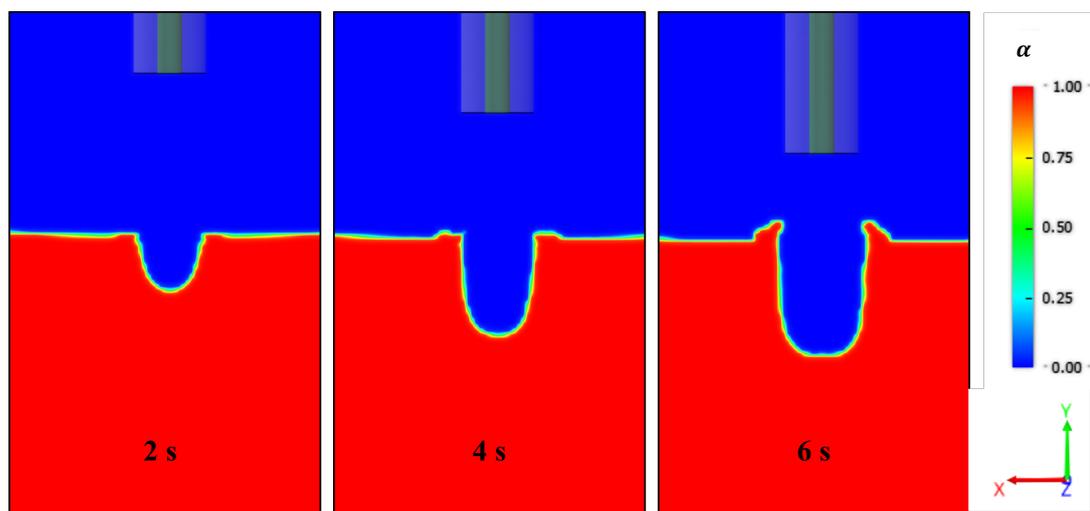
Para esta análise, também se considerou os 6s de jateamento proposto por Gomes et al. (2020) e a velocidade do jato padrão de 15 m/s. As Figuras 56, 57, 58, 59 e 60 mostram a evolução do perfil da cavidade escavada, em fração volumétrica, ao longo do tempo para os fluidos de perfuração FP 1, FP 2, FP 3, FP 4 e FP 5, respectivamente, instantes 2 s, 4 s e 6 s.

Figura 56 – Perfil da cavidade escavada para o fluido de perfuração FP 1 (água do mar) aos 6 segundos de jateamento



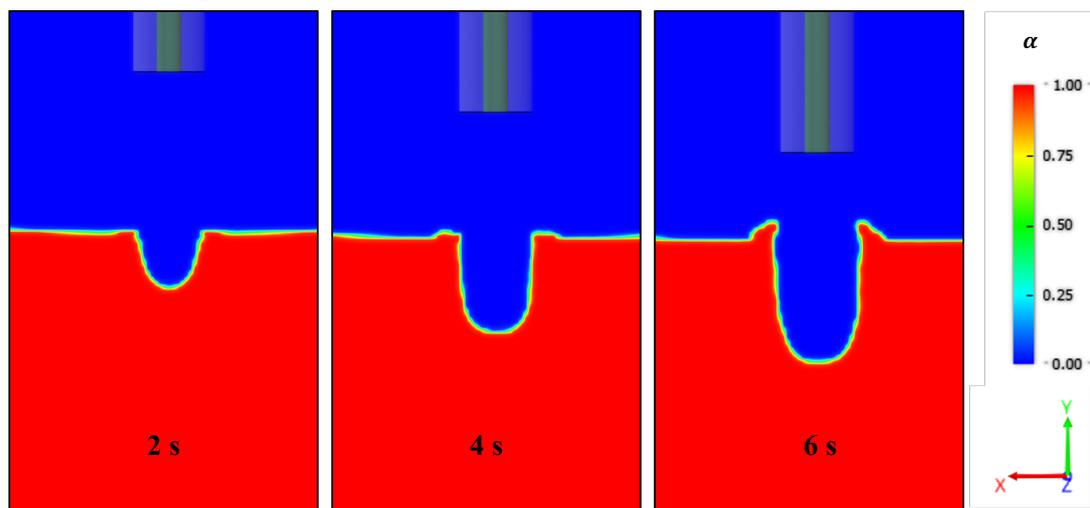
Fonte: Autor (2021)

Figura 57 – Perfil da cavidade escavada para o fluido de perfuração FP 2 (GOMES, 2019) aos 6 segundos de jateamento



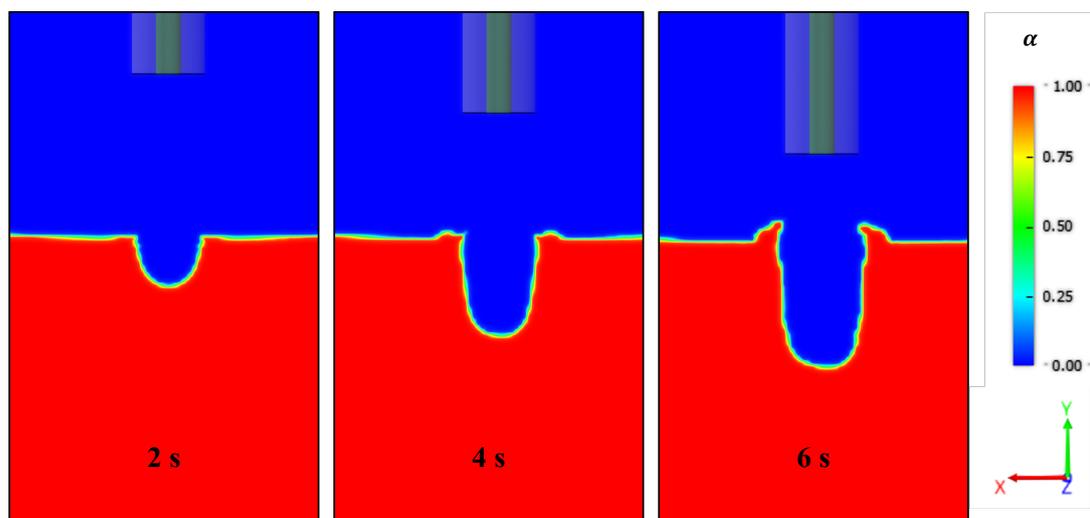
Fonte: Autor (2021)

Figura 58 – Perfil da cavidade escavada para o fluido de perfuração FP 3 (SALAM et al., 2019) aos 6 segundos de jateamento



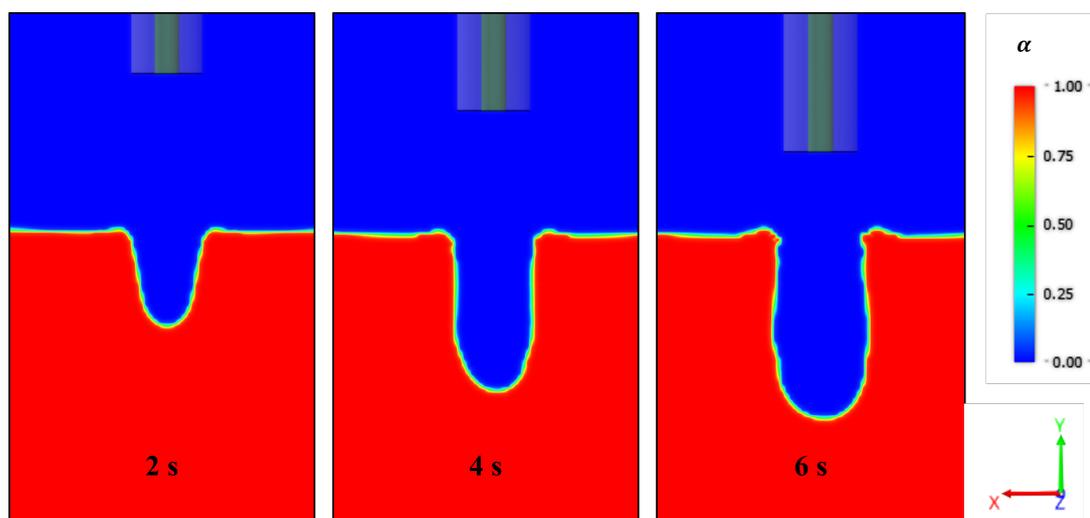
Fonte: Autor (2021)

Figura 59 – Perfil da cavidade escavada para o fluido de perfuração FP 4 (SALAM et al., 2019) aos 6 segundos de jateamento



Fonte: Autor (2021)

Figura 60 – Perfil da cavidade escavada para o fluido de perfuração FP 5 (WAGLE et al., 2018) aos 6 segundos de jateamento



Fonte: Autor (2021)

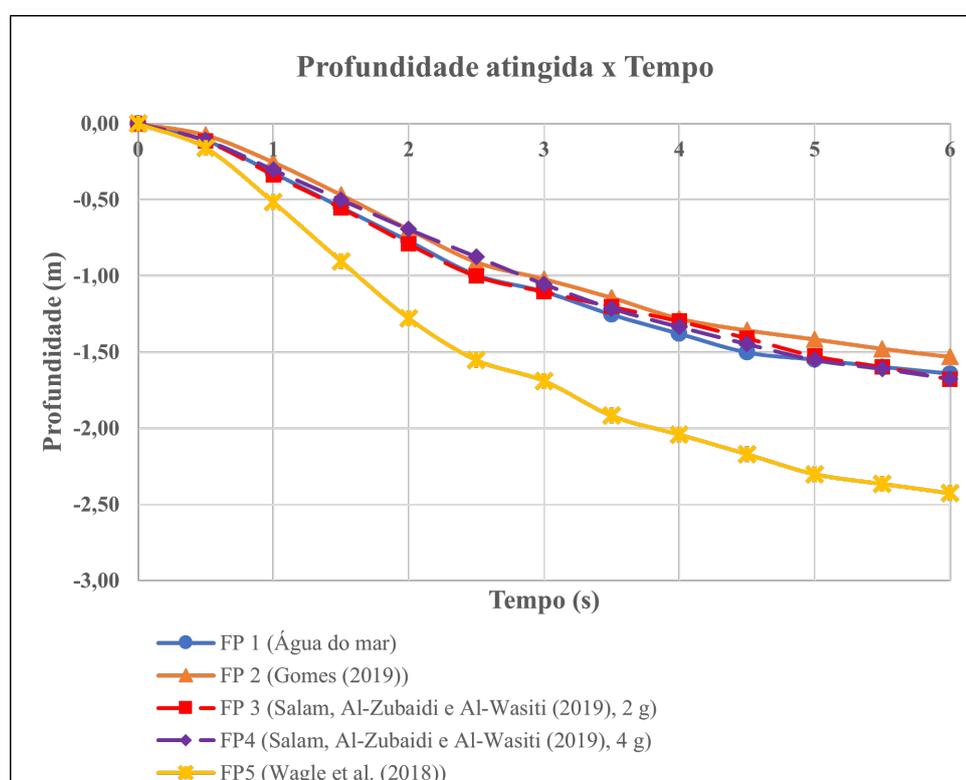
Ao analisar estas imagens, nenhuma diferença significativa é notada entre os perfis da cavidade formada pelos jatos da água do mar dos fluidos de perfuração desenvolvidos por Gomes (2019) (FP 2) e Salam et al. (2019) (FP 3 e FP4). No entanto, analisando-se o jateamento com o fluido de perfuração desenvolvido por Wagle et al. (2018) (FP 5), observa-se que o solo sofreu uma maior deformação em termos de profundidade. Uma pequena diferença pode ser notada quanto às elevações do solo formadas acima da *mudline*: o fluido de menor densidade, FP 1, modelou bordas um pouco mais elevadas, enquanto os fluidos de massa específica com valores mais próximos, FP 2, FP 3 e FP 4, desenvolveram uma elevação do solo acima da *mudline* de comportamento semelhante, menos elevadas se comparadas à que é formada pelo fluido FP

1. A elevação do solo acima da *mudline* da cavidade formada pelo fluido FP 5 é bem menos acentuada se comparada aos demais.

Nos gráficos das Figuras 61, 62, 63 e 64, é possível observar quantitativamente o desenvolvimento da cavidade escavada mediante em termos de profundidade atingida pelo jato, largura na *plot line* 2, largura na *plot line* 3 e largura na *plot line* 4, respectivamente. Os dados utilizados para os gráficos também foram obtidos a partir dos *steps* 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 55 e 60.

Na Figura 61, nota-se que as curvas de profundidade correspondentes aos jatos de água do mar e dos fluidos de perfuração FP 2, FP 3 e FP 4 apresentam um comportamento semelhante: avançam em profundidade mais rapidamente nos primeiros 3 segundos e, depois, o ganho de profundidade tende estabilizar nos instantes posteriores. As profundidades atingidas são praticamente as mesmas nos instantes observados, comprovando-se o que não houve diferença significativa na evolução do perfil da cavidade para estes fluidos durante o tempo de jateamento adotado. O jato do fluido FP 5, por sua vez, desenvolveu a cavidade mais rapidamente que os jatos dos demais fluidos de perfuração, alcançando profundidades maiores no mesmo intervalo de tempo definido.

Figura 61 – Profundidade atingida pelo jato ao longo do tempo variando-se o fluido de perfuração

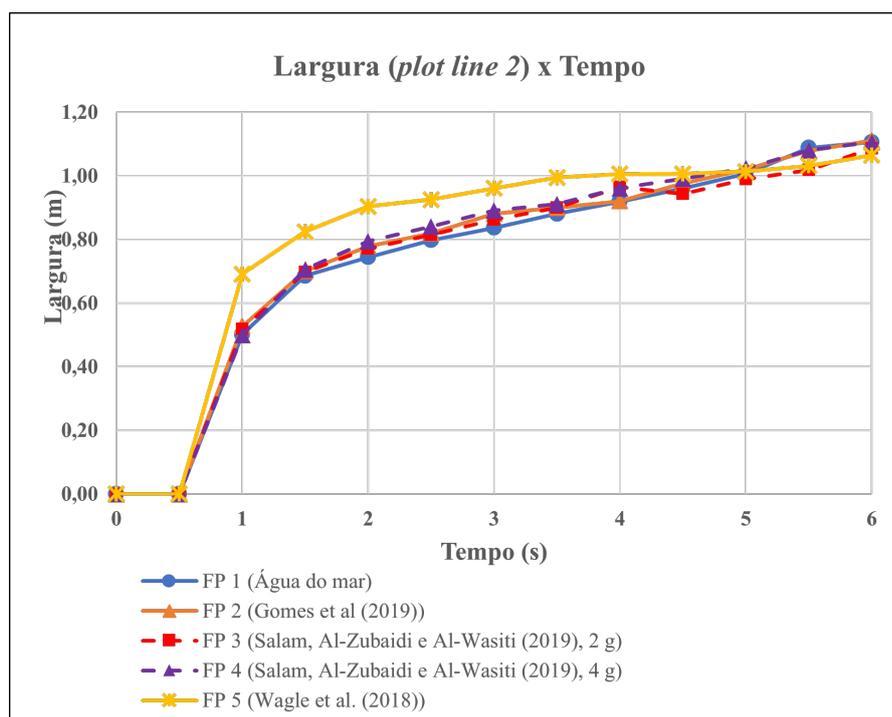


Fonte: Autor (2021)

Quanto à largura da cavidade desenvolvida ao longo do tempo quantificada nos gráficos das Figuras 62, 63 e 64, observa-se que a deformação causada no solo pelo jato de água do

mar e pelos jatos dos fluidos de perfuração FP 2, FP 3 e FP 4 também foram aproximadas. A curva de largura correspondente ao jato do fluido FP 5 consegue se destacar frente às curvas inerentes aos demais fluidos de perfuração, no entanto, observa-se que há pouca diferença no comportamento delas nas profundidades das *plot lines* 2 e 3. No gráfico da Figura 62, nota-se que na *plot line* 2 as cavidades se desenvolvem lateralmente nos mesmos instantes de tempo e tendem a manter um comportamento semelhante durante o período de jateamento considerado.

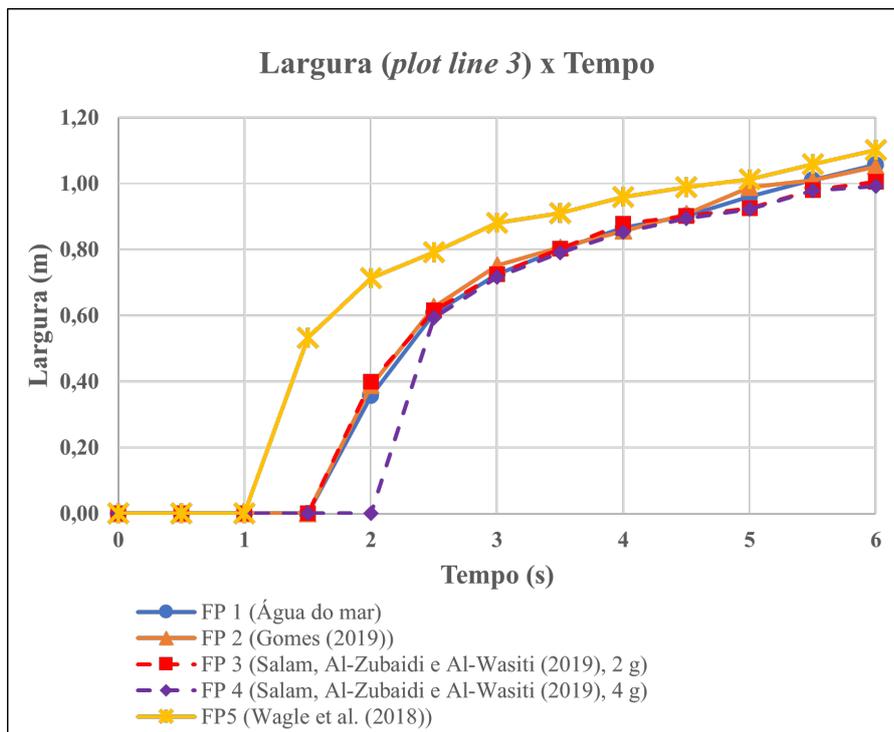
Figura 62 – Largura da cavidade medida a partir da *plot line* 2 ao longo do tempo variando-se o fluido de perfuração



Fonte: Autor (2021)

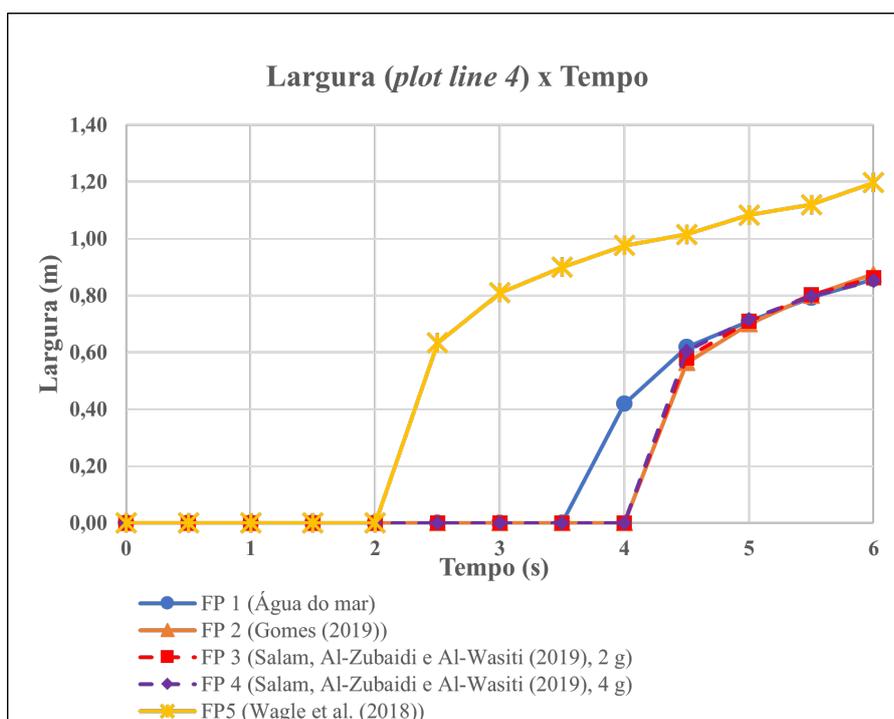
No gráfico da Figura 63, percebe-se que a cavidade desenvolvida pelo jato do fluido FP 5 alcança a *plot line* 3 um pouco mais rápido, ganhando um pouco mais de largura ao longo do tempo em relação às cavidades inerentes demais fluidos de perfuração analisados. Este comportamento pode ser mais bem evidenciado nas curvas do gráfico da Figura 64: o jato do fluido FP 5 deforma o solo mais rapidamente, de forma que a cavidade escavada atinge a *plot line* 4 em 2s de jateamento, enquanto as cavidades correspondentes aos demais fluidos de perfuração alcançam-na decorridos 4s de operação. Observa-se, ainda, que na profundidade da *plot line* 4, a largura da cavidade correspondente ao fluido de FP 5 desenvolve-se de modo bem mais evidente em relação às cavidades inerentes aos outros fluidos de perfuração analisados neste estudo.

Figura 63 – Largura da cavidade medida a partir da *plot line 3* ao longo do tempo variando-se o fluido de perfuração



Fonte: Autor (2021)

Figura 64 – Largura da cavidade medida a partir da *plot line 4* ao longo do tempo variando-se o fluido de perfuração



Fonte: Autor (2021)

Verifica-se que o fluido de perfuração desenvolvido por Wagle et al. (2018) forneceu um aumento por volta de 48% na profundidade atingida pelo jato se comparado ao jato da água do mar, enquanto os demais fluidos de perfuração aumentaram a profundidade em cerca de apenas 2% em relação ao mesmo fluido. Diante destas análises, compreende-se que a deformação do solo não tem relação com as propriedades reológicas do fluido de perfuração utilizado: o fluido FP 4, por exemplo, possui índice de consistência ($\kappa = 8,9147 (Pa.s)^n$) superior em relação fluido FP 3 ($\kappa = 0,5514 (Pa.s)^n$) e também se comparado ao fluido FP 2 ($\kappa = 0,5767 (Pa.s)^n$); o fluido de perfuração FP 5, por sua vez, possui baixa viscosidade plástica ($\eta_p = 0,033 Pa.s$). Conforme foi visto anteriormente, tanto o índice de consistência, inerente ao modelo de Herschel-Bulkley, quanto a viscosidade plástica, inerente ao modelo de Bingham, são parâmetros correspondentes à resistência do fluido viscoplástico durante o escoamento.

A diferença básica entre modelos reológicos de Bingham e de Herschel-Bulkley é o índice de comportamento do fluido, que indica o quanto ele se aproxima do comportamento newtoniano (curva de fluxo linear). Quando um material viscoplástico possui $n = 1$, portanto, tem-se um fluido de Bingham, como é o caso do fluido de perfuração de Wagle et al. (2018). Percebe-se, então, que o fato de o fluido de perfuração ser menos ou mais resistente ao escoamento não causou diferença significativa no perfil da cavidade escavada.

O mesmo pode ser observado quanto ao índice de comportamento do fluido de perfuração modelados como materiais de Herschel-Bulkley. Quanto mais ele se distancia do comportamento newtoniano, como é o caso do fluido FP 4 ($n = 0,3448$), ou quanto mais ele se aproxima da linearidade, como o fluido de perfuração FP 2 ($n = 0,5734$), pouca influência é notada na deformação do solo causada pelos seus respectivos jatos.

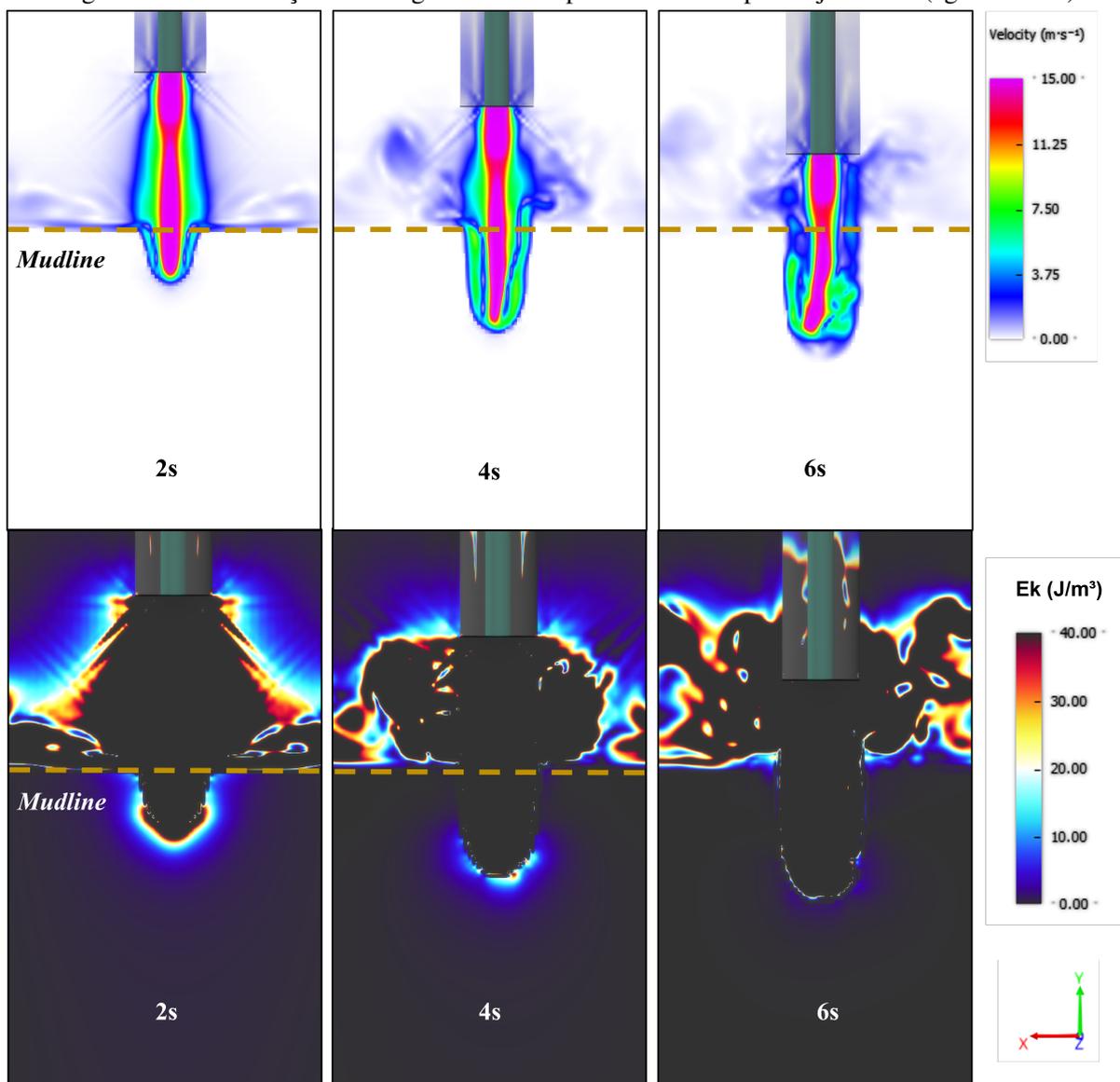
Uma ligação, no entanto, pode ser encontrada na evolução do perfil da cavidade escavada ao longo do tempo com a massa específica do fluido de perfuração utilizado: os fluidos FP 1 ($\rho = 998,3 kg/m^3$), FP 2 ($\rho = 1054,50 kg/m^3$), FP 3 ($\rho = 1042,52 kg/m^3$) e FP 4 ($\rho = 1048,51 kg/m^3$) possuem massa específica de valores aproximados, o que pode explicar a pouca diferença entre os seus respectivos perfis de cavidade escavada, enquanto que o fluido FP 5 ($\rho = 1602 kg/m^3$) possui massa específica bem mais elevada que os demais. Uma maior massa específica do fluido de perfuração implica em maior quantidade de energia cinética específica transmitida ao solo durante o movimento do jato.

Como é sabido, a energia cinética é a forma de energia que um corpo de massa m possui em relação ao seu movimento a uma velocidade v ($E_k = (mv^2)/2$). Uma propriedade específica é obtida pela razão entre uma quantidade intensiva e uma quantidade extensiva inerentes ao material. A energia cinética específica programada para ser calculada pelo *software* é termos da massa específica da mistura dos fluidos imiscíveis considerados (solo e fluido de perfuração). Como $E_k = ((\rho_m vol)v^2)/2$, tem-se que: $E_k/m^3 = (\rho_m v^2)/2 = 0,5v^2(\rho_{solo} + \rho_{FP})\alpha$, na qual ρ_m é a massa específica da mistura imiscível equilibrada pela fração volumétrica (α) do fluido

principal, neste caso, ρ_{FP} , é a massa específica do fluido de perfuração. As Figuras 65, 66, 67, 68 e 69 mostram a distribuição de energia cinética enquanto os jatos dos fluidos de perfuração FP 1, FP 2, FP 3, FP 4 e FP 5, respectivamente, realizam trabalho sobre o solo, colocando-o em movimento.

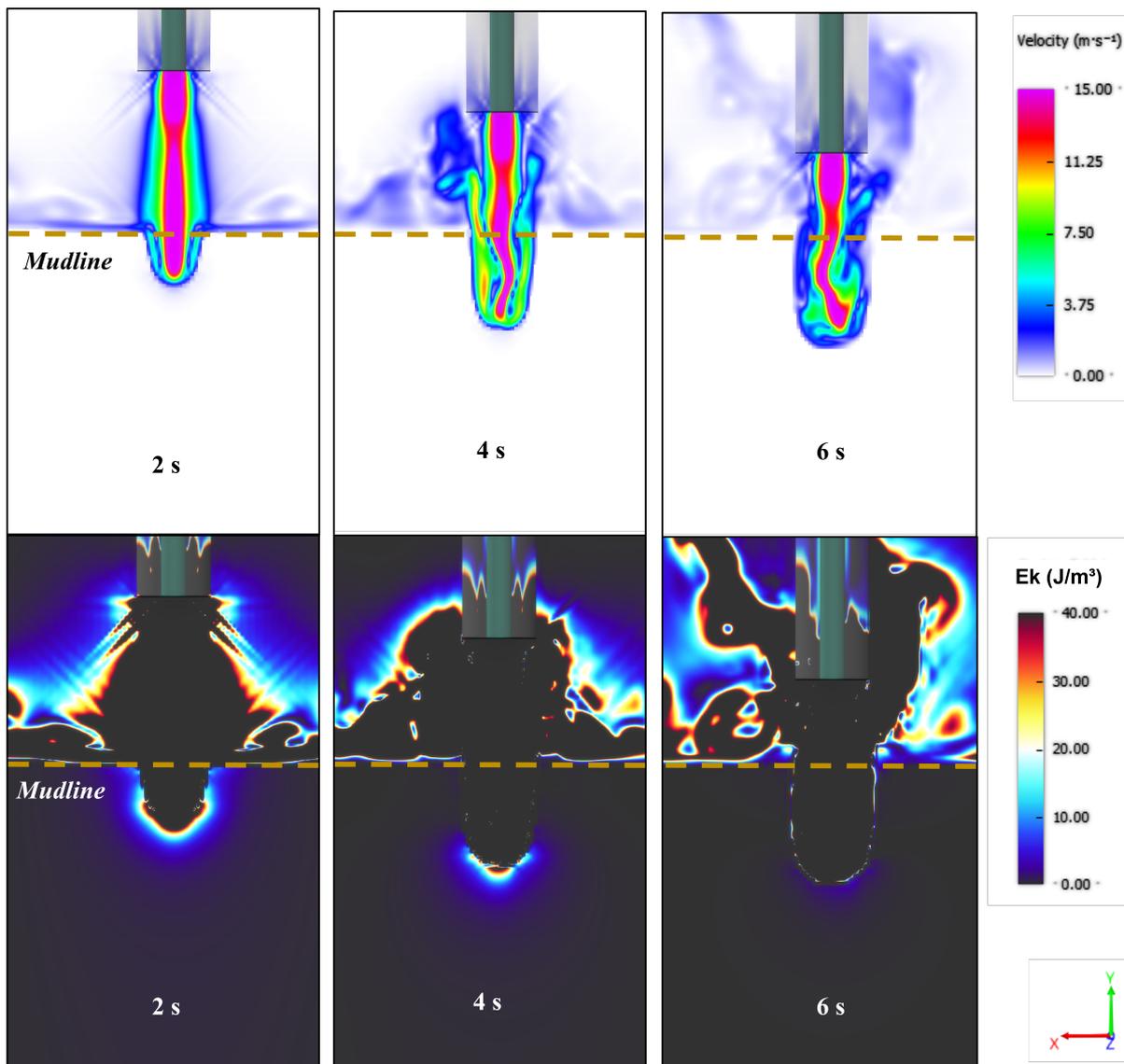
f

Figura 65 – Distribuição da energia cinética específica no solo para o jato FP 1 (água do mar)



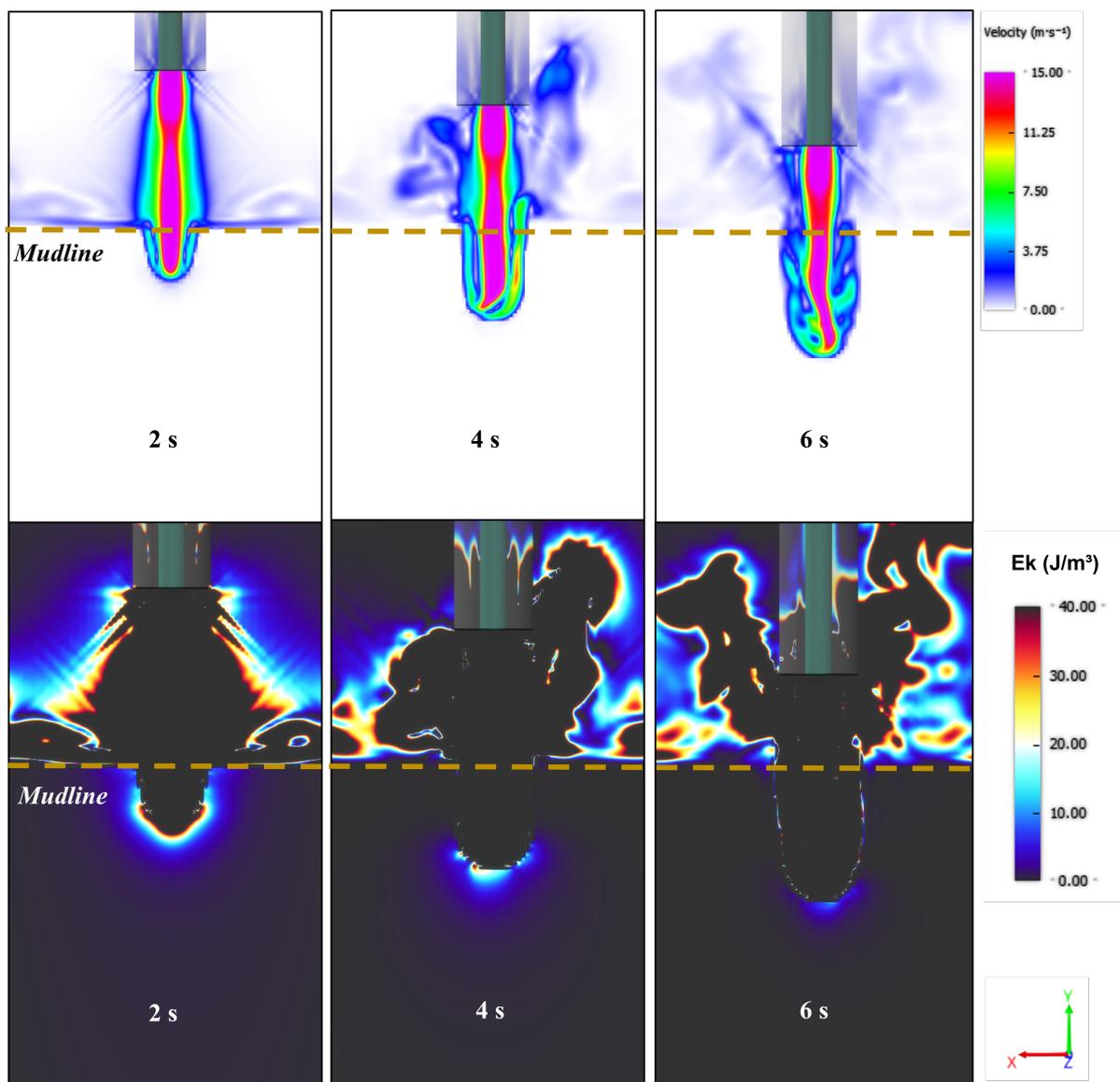
Fonte: Autor (2021)

Figura 66 – Distribuição da energia cinética específica no solo para o jato FP 2 (GOMES, 2019)



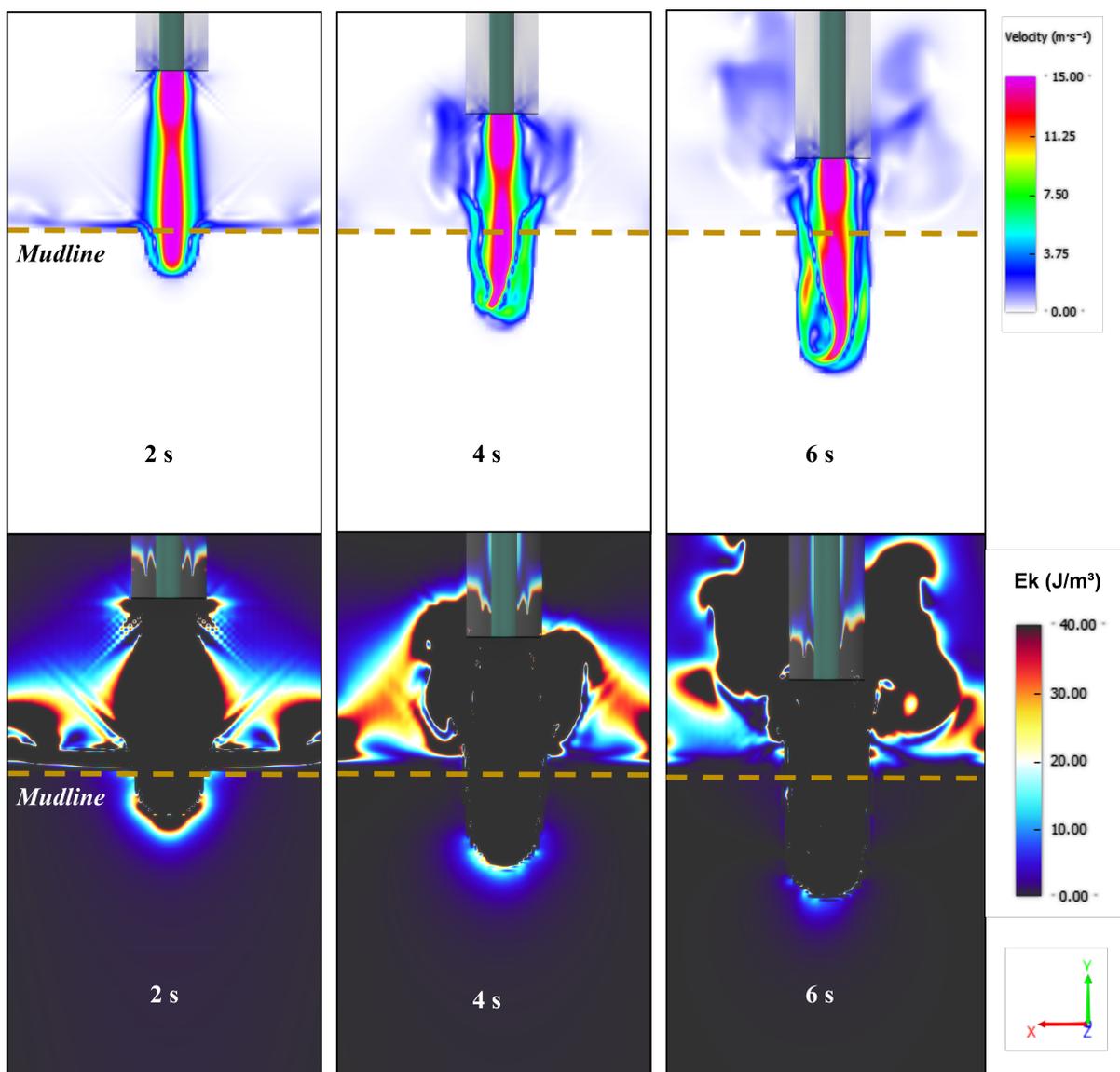
Fonte: Autor (2021)

Figura 67 – Distribuição da energia cinética específica no solo para o jato FP 3 (SALAM et al., 2019)



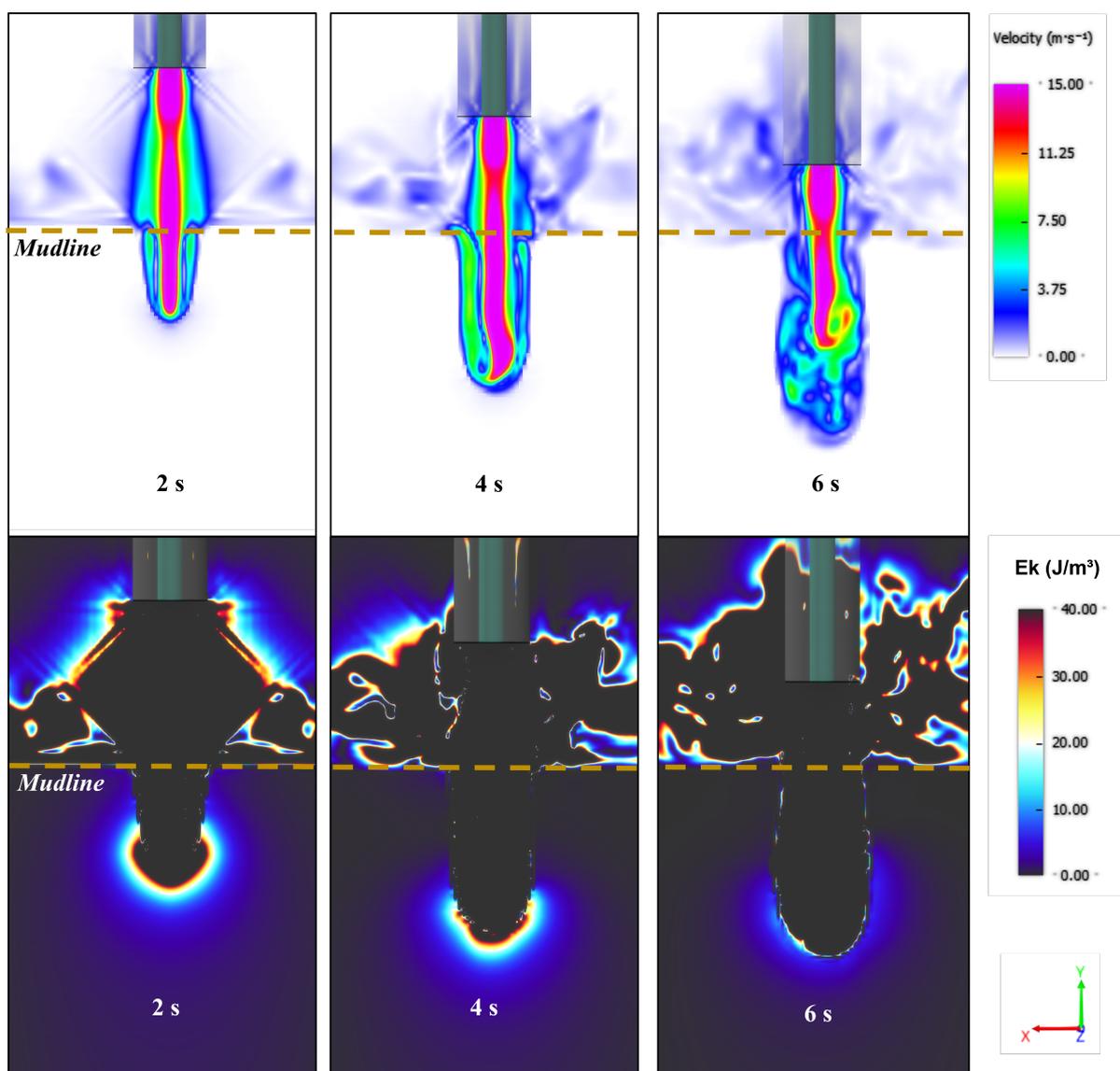
Fonte: Autor (2021)

Figura 68 – Distribuição da energia cinética específica no solo para o jato FP 4 (SALAM et al., 2019)



Fonte: Autor (2021)

Figura 69 – Distribuição da energia cinética específica no solo para o jato FP 4 (WAGLE et al., 2018)



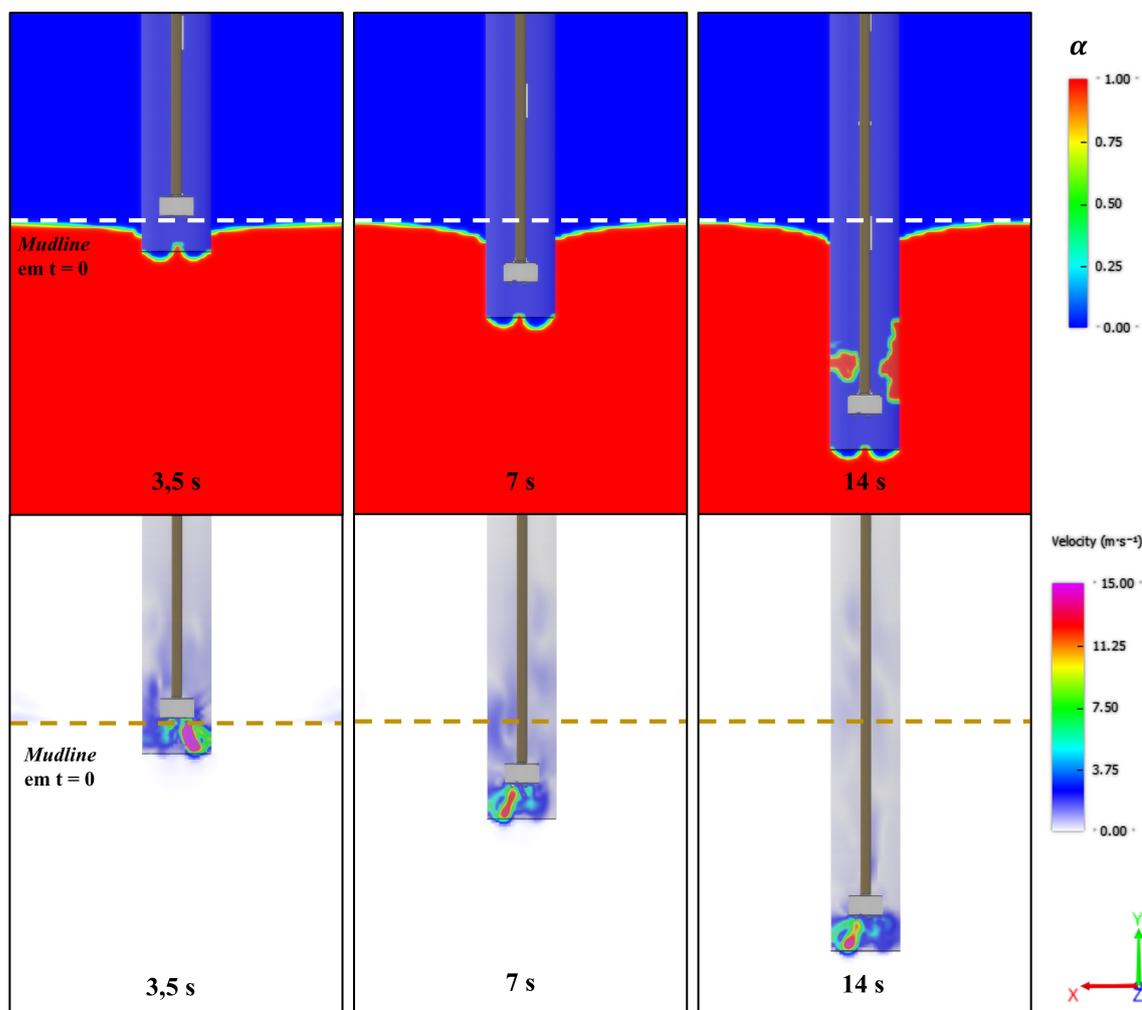
Fonte: Autor (2021)

Nota-se que a distribuição de energia cinética no solo do jateamento com os fluidos de perfuração FP 1, FP 2, FP 3 e FP 4 ocorre de maneira praticamente semelhante. No caso do fluido de perfuração FP 5, observa-se uma maior distribuição de energia no solo, com regiões mais distantes da zona jateada sendo afetadas pelo trabalho exercido pelo fluido de perfuração de maior densidade absoluta. A energia cinética específica no solo é da ordem de aproximadamente 10 J/m^3 , alcançando valores de até 40 J/m^3 nas regiões da cavidade formada que bordejam o jato.

4.4 Estudo do Modelo Simplificado de Broca e sua Influência na Escavação do Solo Marinho

Para esta análise, considerou-se 14s de jateamento, o que corresponde a 3 metros de condutor assentado, o que resultou em, aproximadamente, 57 horas de simulação deste modelo. Em todos os casos analisados até o momento, ocorre a variação da geometria ao longo do tempo, já que se trata de um corpo rígido em movimento: um condutor acoplado a um bocal ejetor que desce em direção ao solo. Neste caso, porém, adiciona-se maior complexidade à geometria já que se tem uma broca rotacionando enquanto o condutor é assentado no solo. A Figura 70 mostra o comportamento do solo marinho a partir da fração volumétrica de fluidos no domínio e o comportamento do jato a partir da distribuição de velocidades ao longo do tempo.

Figura 70 – Visualização da seção transversal do comportamento do solo e do jato ao longo da profundidade no plano XY

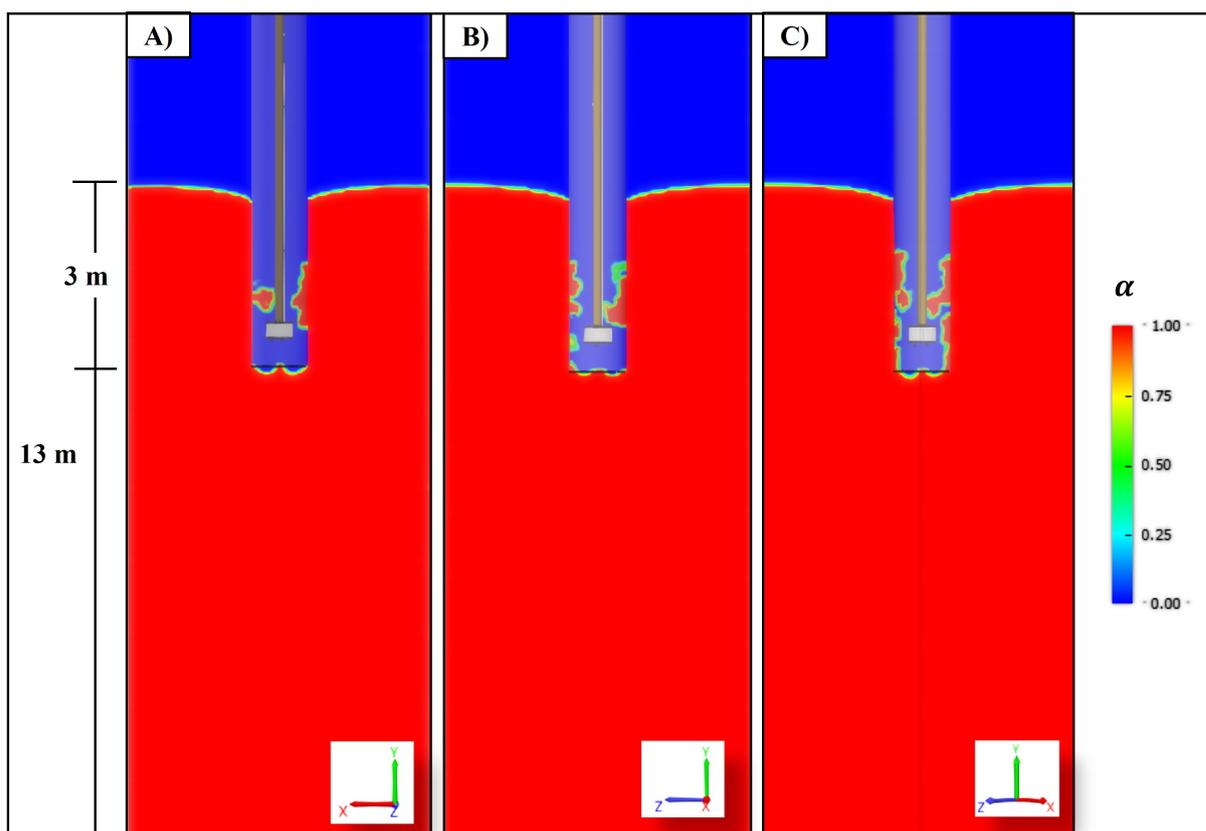


Fonte: Autor (2021)

Primeiramente, observa-se que nas regiões próximas à parede externa do condutor o solo apresenta uma certa curvatura em relação à posição inicial da *mudline*, que é acentuada à

medida que o condutor desce. Este efeito, provavelmente, ocorre devido à plasticidade do solo. Para uma melhor interpretação dos resultados, visualizou-se a secção transversal nos planos XY, YZ e num plano arbitrário, visto que a cavidade escavada não é formada de maneira regular e que ocorre a entrada de solo no anular formado entre a parede interna do condutor e o BHA do jateamento, conforme mostra a Figura 71.

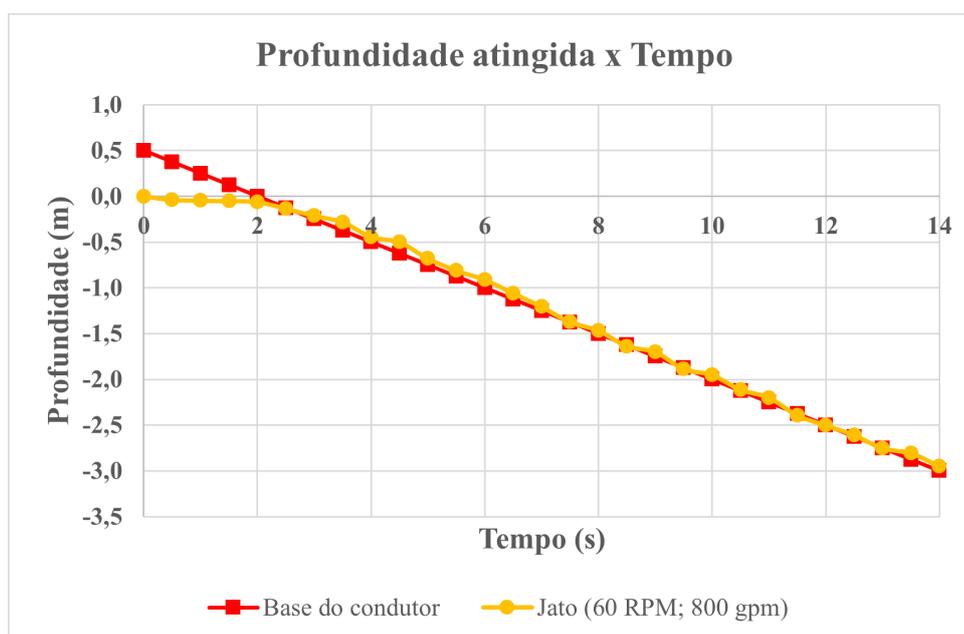
Figura 71 – Visualização da secção transversal a partir dos planos: a) XY; b) YZ; c) arbitrário ao final dos 14 s de jateamento



Fonte: Autor (2021)

Nota-se também que os jatos conseguem se desenvolver verticalmente, avançando em profundidade juntamente com a base do condutor, à medida em que ele é assentado. O gráfico da Figura 72 mostra a profundidade atingida pelo jato no eixo Y da geometria ao longo do tempo de jateamento considerado. A frequência de cálculo estabelecida para este caso também foi de 10 Hz, totalizando 140 *steps* (10 *steps* para cada segundo de jateamento). Neste caso, os dados de profundidade atingida pelos jatos da broca foram obtidos nos *steps* 5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40, 45, 50, 55, 60, 65, 70, 75, 80, 85, 90, 95, 100, 105, 110, 115, 120, 125, 130, 135 e 140.

Figura 72 – Profundidade atingida pelo jato na região central (eixo y) ao longo do tempo



Fonte: Autor (2021)

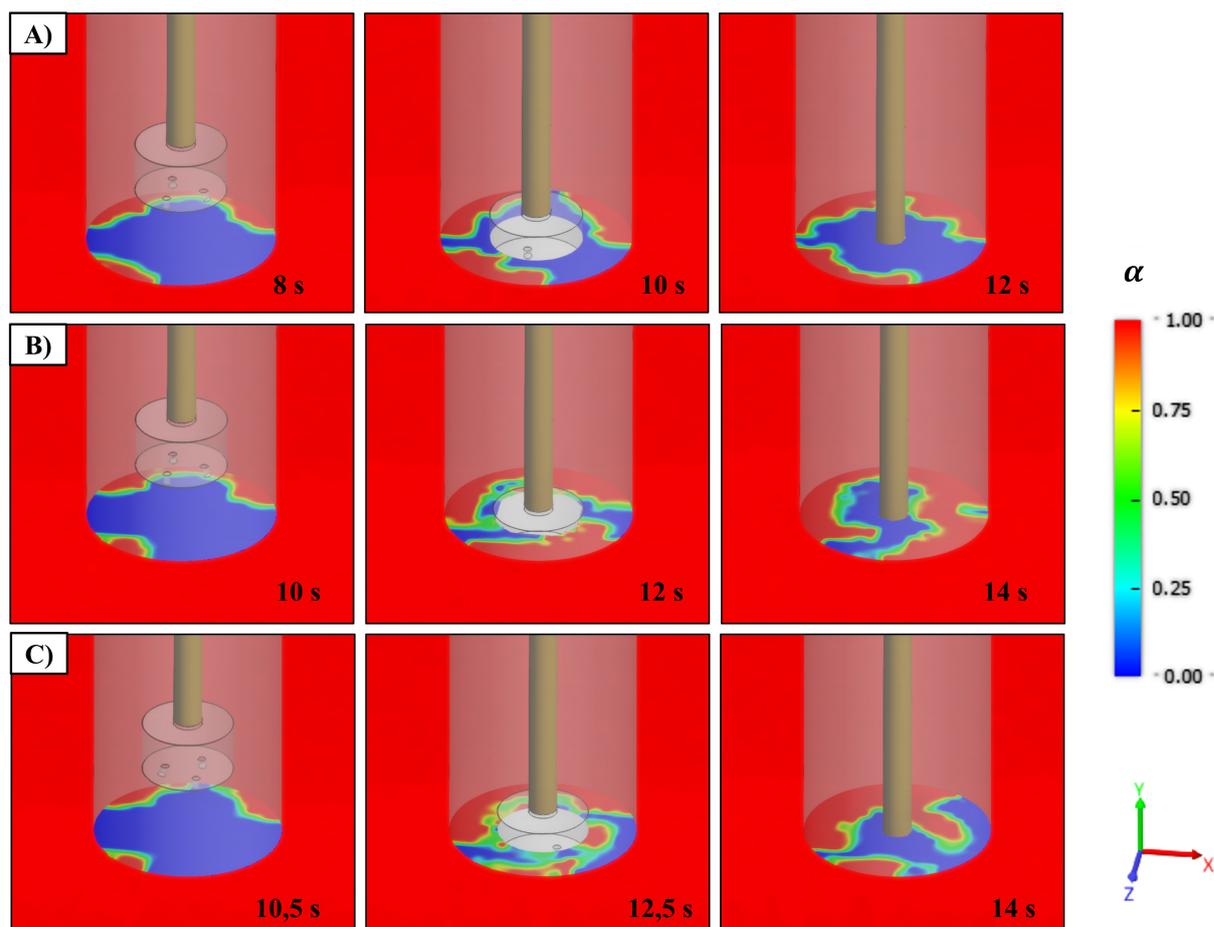
A deformação no solo proporcionada pelos jatos que saem da broca, ao menos para esta condição de rotação da broca e vazão de fluido, consegue acompanhar a trajetória da base do condutor e alcança profundidades um pouco maiores nas regiões mais periféricas da cavidade escavada, conforme ainda pode ser observado na Figura 71. Já nos primeiros metros de jateamento, é possível perceber que os jatos que saem dos bocais ejetores não conseguem escavar o solo radialmente de forma adequada, visto que parte do solo adentra o condutor, adere-se à parede interna do revestimento e tende a se acumular na zona de poço. Esta aderência é algo provável de ocorrer já que, na realidade, trata-se de um sedimento mole e plástico, logo, pegajoso e que no caso deste estudo está sendo modelado enquanto um fluido altamente viscoso.

A princípio, a situação adequada é que o diâmetro escavado seja inferior ao diâmetro externo do condutor, visto que o revestimento será pressionado contra este orifício, alargando-o e assentando no solo por peso próprio. Sendo assim, os jatos da broca devem fornecer a limpeza de fundo de poço adequada, proporcionada pelo fluido de perfuração em circulação no anular (AKERS, 2008; ZHOU et al., 2016). No cenário estudado, no entanto, percebe-se que há um acúmulo demasiado de solo no anular, causando, em certos trechos, a obstrução parcial do poço pela acomodação dos sedimentos neste trecho.

Isto pode ser mais bem visualizado na vista superior, na direção do plano XZ na Figura 73, que mostra o comportamento do solo no anular antes, durante e após a passagem da broca nas profundidades de 1,3 m, 1,7 m e 2 m, respectivamente. Este processo é conhecido como *pack-off*, que é definido como sendo o tamponamento da zona de poço por enchimento, resultando na obstrução do anular (MARTINS, 2019; CHIEZA, 2011). Isto provavelmente ocorreu porque, ao menos para o solo marinho considerando neste estudo, o modelo de broca idealizado

não forneceu à cavidade escavada área de ataque suficiente à medida o conjunto condutor – BHA do jateamento avançou em profundidade; ou, então, não forneceu limpeza de fundo de poço adequada na rotação de broca e vazão de fluidos estabelecidas. A área de ataque, neste caso, representa a abertura da cavidade formada devido à ação dos jatos da broca para o assentamento do condutor no solo.

Figura 73 – Visualização na direção do plano XZ ao longo do tempo a: a) 1,3 m de profundidade; b) 1,7 m de profundidade; c) 2 m de profundidade



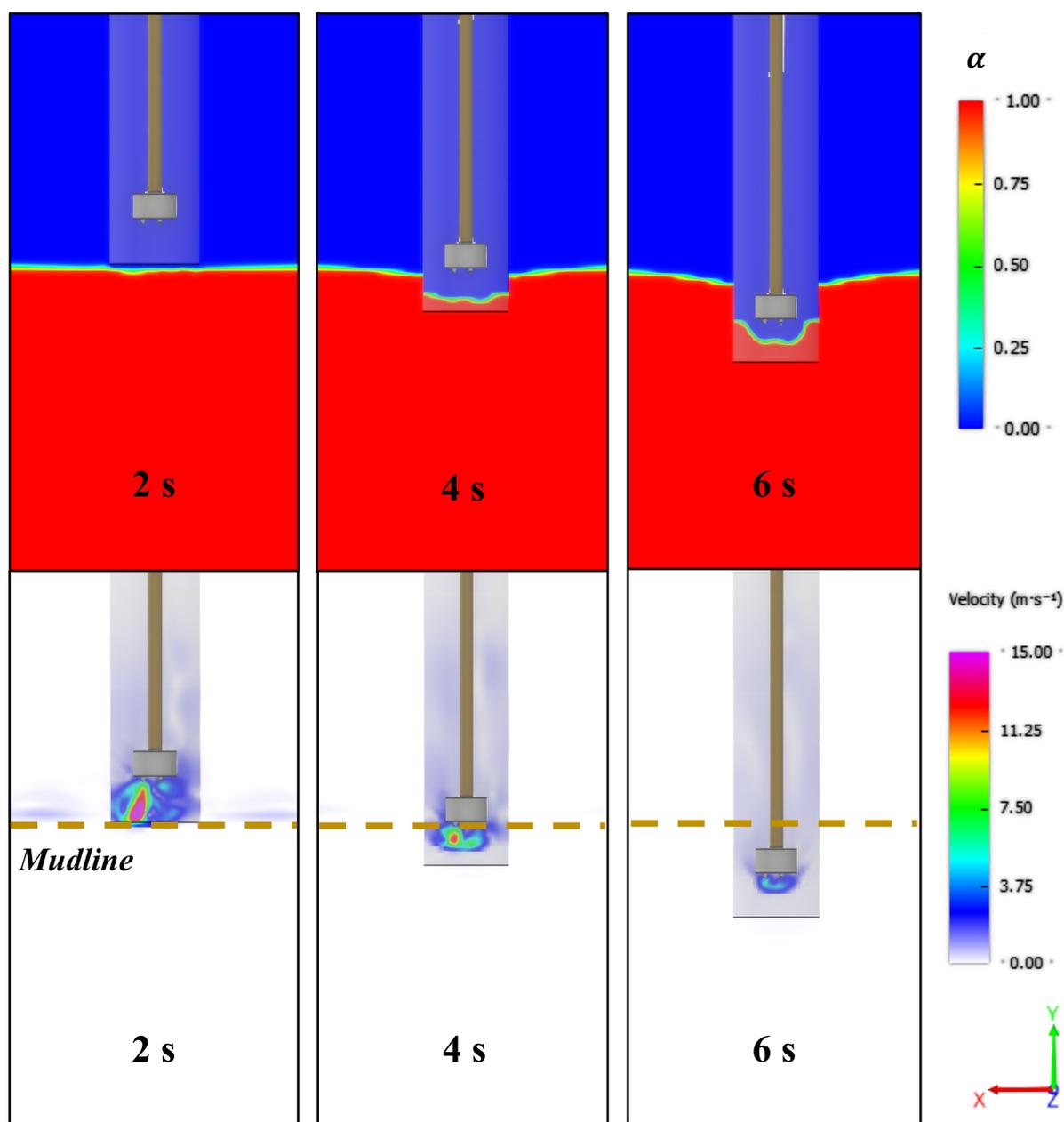
Fonte: Autor (2021)

Diante do exposto, desenvolveu-se um estudo paramétrico visando observar a influência da vazão de fluido e da rotação transmitida à broca na escavação do solo, no que se diz respeito à área de ataque do jato e à profundidade escavada. Tanto a vazão de fluidos quanto a rotação transmitida à broca exercem um papel fundamental na deformação do solo e na remoção dos sedimentos pelo anular, visto que na operação de jateamento os sedimentos são removidos pela combinação destes fatores (AKERS, 2008). Com isto, também é possível analisar se ao variar estes parâmetros operacionais a broca modelada fornecerá uma melhor performance à operação. Para esta análise também foram considerados 6 s de jateamento, o que corresponde a 1 metro de condutor assentado. Este tempo de operação foi determinado também devido ao esforço computacional envolvido das simulações, pois cada modelo levou cerca de 23 horas

para ser simulado. Em 6 s de jateamento, já foi possível visualizar os efeitos da influência dos parâmetros operacionais citados, tais como a área de ataque fornecida pela broca nestas condições e a profundidade atingida pelo jato durante a trajetória do condutor. Variou-se a vazão volumétrica em 400 gpm e 1000 gpm, dados também disponíveis em Akers (2008).

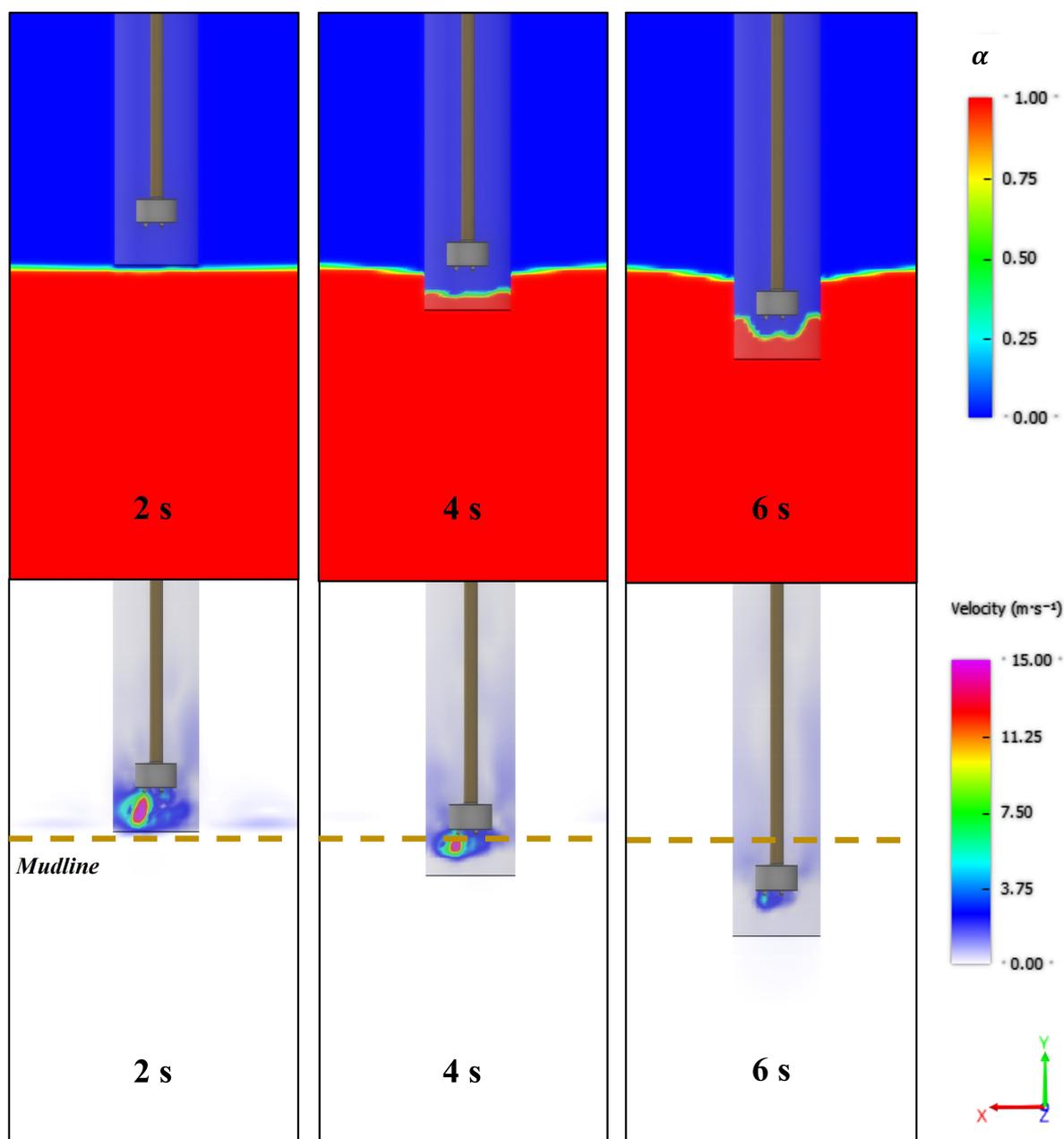
As Figuras 74 e 75 mostram o comportamento do solo e do jato no plano XY para a vazão de 400 gpm a rotações da broca de 60 rpm e 90 rpm, respectivamente, nos instantes de 2 s, 4 s e 6 s.

Figura 74 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 60 RPM e vazão de fluido de 400 gpm



Fonte: Autor (2021)

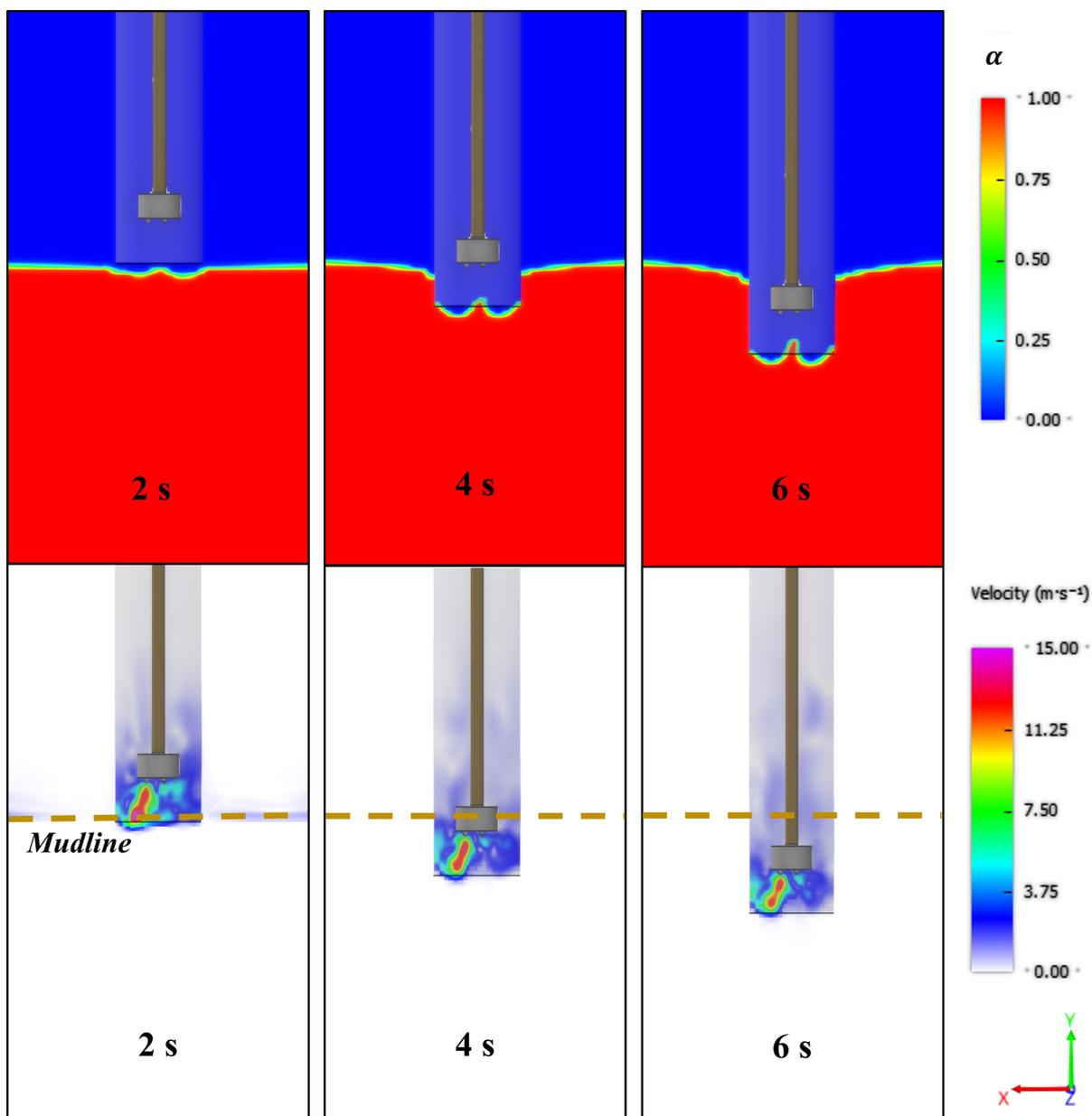
Figura 75 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 90 RPM e vazão de fluido de 400 gpm



Fonte: Autor (2021)

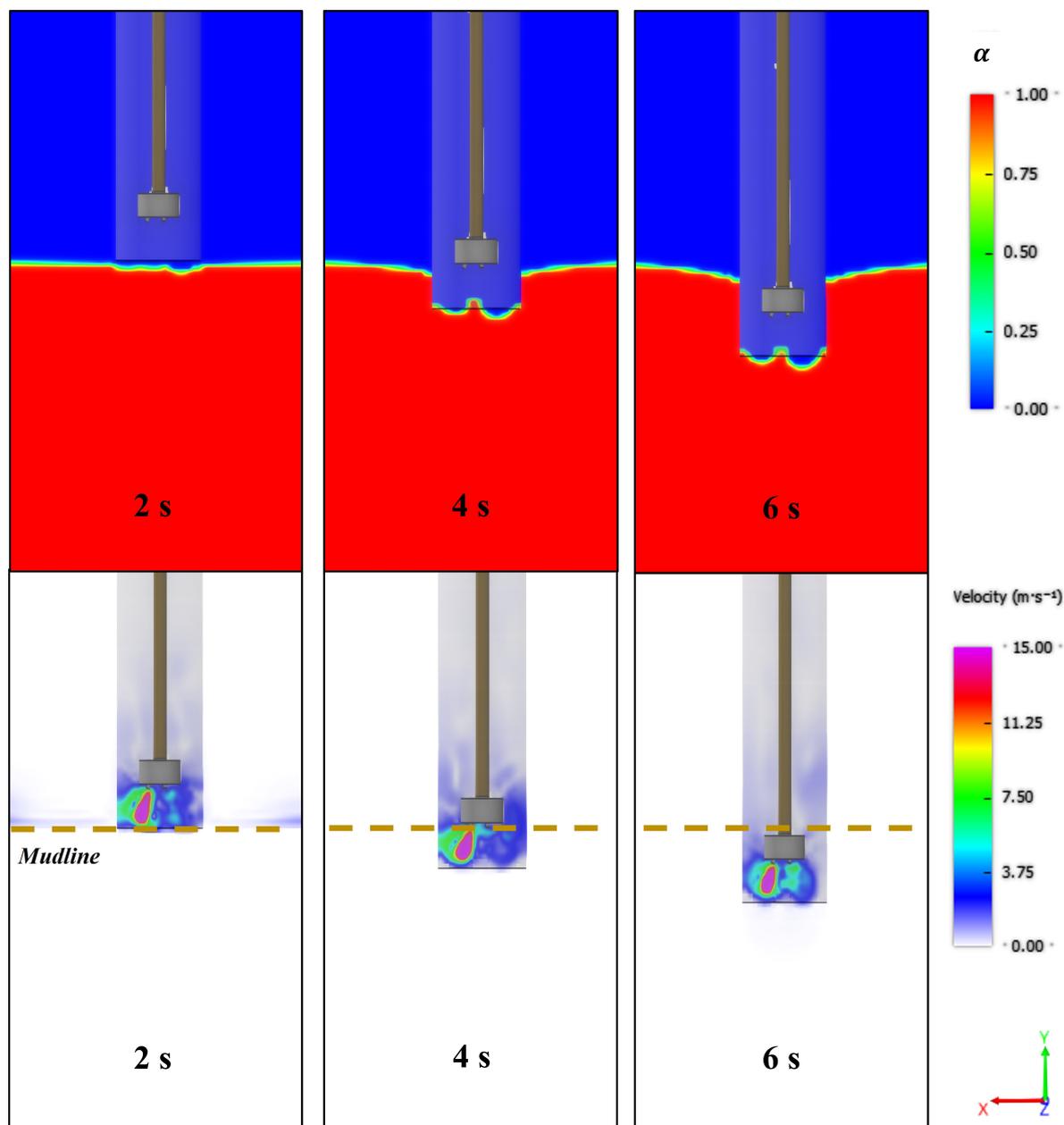
Nota-se, primeiramente, que para ambas as rotações da broca, a vazão de 400 gpm não fornece velocidade de jato suficiente para escavar o solo, permitindo que ocorra a cravação do condutor, dado que ao longo do tempo, a esta vazão de fluido o jato tende a perder energia à medida que o conjunto condutor – BHA de jateamento desce. Provavelmente, como esta vazão não tem capacidade de escavar o solo, o jato pode estar sofrendo algum tipo de dispersão à medida que a broca se aproxima da *mudline*. As Figuras 76 e 77 mostram o comportamento do solo e do jato no plano XY para a vazão de 800 gpm a rotações da broca de 60 rpm e 90 rpm, respectivamente, nos instantes de 2 s, 4 s e 6 s.

Figura 76 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 60 RPM e vazão de fluido de 800 gpm



Fonte: Autor (2021)

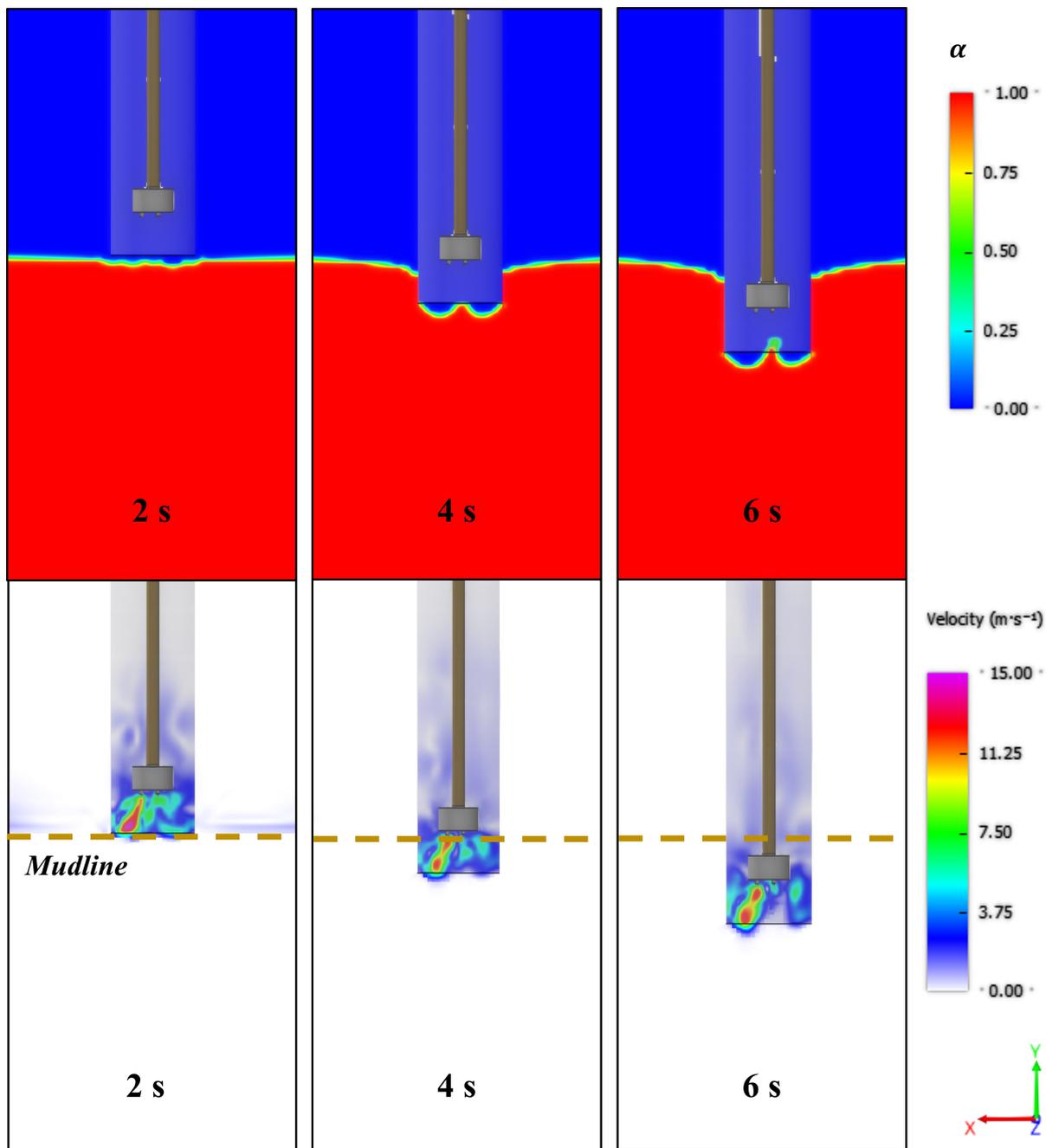
Figura 77 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 90 RPM e vazão de fluido de 800 gpm



Fonte: Autor (2021)

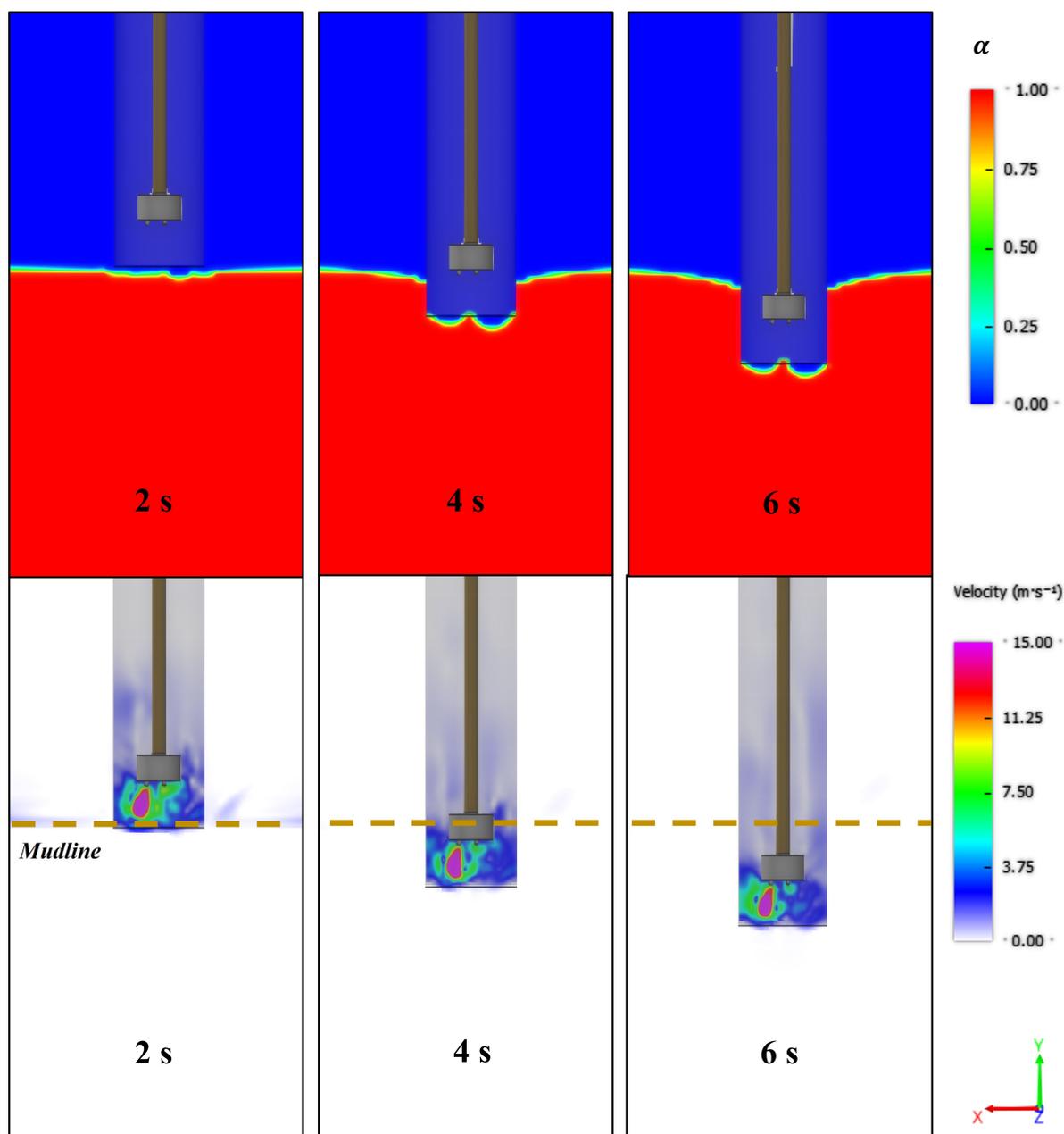
As Figuras 78 e 79 mostram o comportamento do solo e do jato no plano XY para a vazão de 1000 gpm a rotações da broca de 60 rpm e 90 rpm, respectivamente, nos instantes 2 s, 4 s e 6 s.

Figura 78 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 60 RPM e vazão de fluido de 1000 gpm



Fonte: Autor (2021)

Figura 79 – Comportamento do solo em resposta aos jatos da broca visualizado através plano XY para a rotação da broca de 90 RPM e vazão de fluido de 1000 gpm

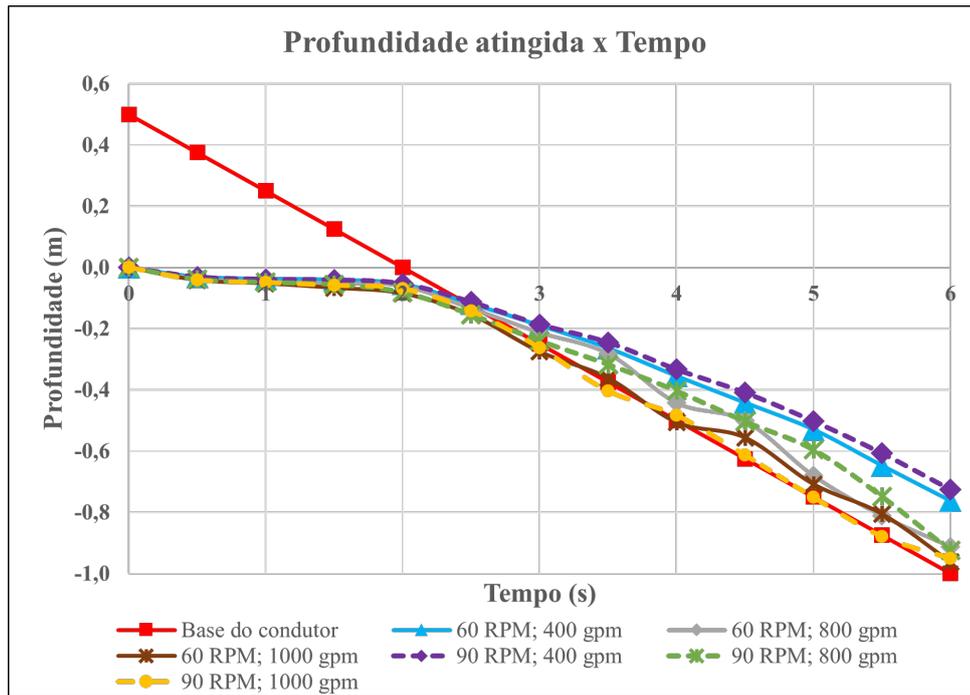


Fonte: Autor (2021)

Conforme pode ser visto nas Figuras 76, 77, 78 e 79, em relação à escavação vertical, nota-se que a variação de rotação da broca modelada também não exerceu influência significativa para as vazões de fluido de 800 gpm e 1000 gpm. Em ambas as vazões de fluido, no eixo central da broca, nota-se que para tanto para a rotação de 60 RPM quanto para a rotação de 90 RPM, uma pequena “crista” de solo se forma, adentrando um pouco na região do condutor. Isto ocorreu, provavelmente, porque na broca modelada não há um bocal ejetor posicionado ao centro, fazendo com que as cavidades escavadas tenham uma profundidade um pouco maior em suas regiões periféricas em resposta à angulação e posição dos bocais ejetores da broca.

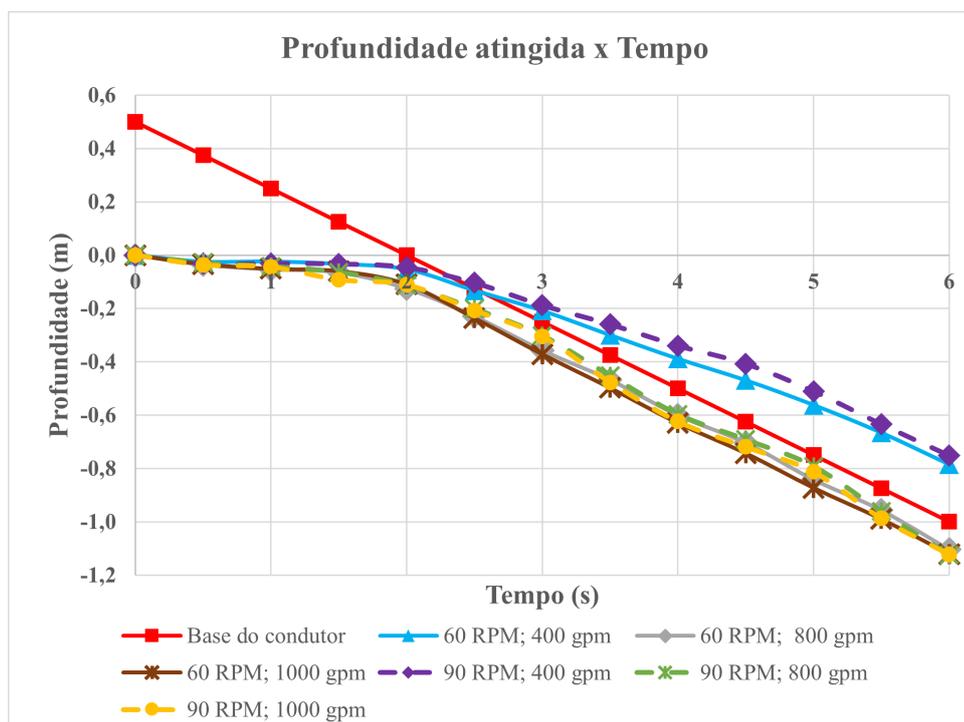
Os gráficos das Figuras 80 e 81 mostram, respectivamente, de forma quantitativa, a influência dos parâmetros rotação da broca – vazão de fluidos no comportamento do solo em termos de profundidade atingida pelo jato no eixo y (região da cavidade onde se formou a crista de solo) e na região mais periférica da cavidade, onde os jatos alcançaram profundidades um pouco maiores. Em ambos os casos, considerou-se o avanço da base do condutor para comparar a variação dos parâmetros ao longo do tempo de jateamento considerado.

Figura 80 – Profundidade atingida pelo jato na região central (eixo y) ao longo do tempo



Fonte: Autor (2021)

Figura 81 – Profundidade atingida pelo jato na região periférica da cavidade longo do tempo variando-se a rotação transmitida à broca e a vazão de fluidos

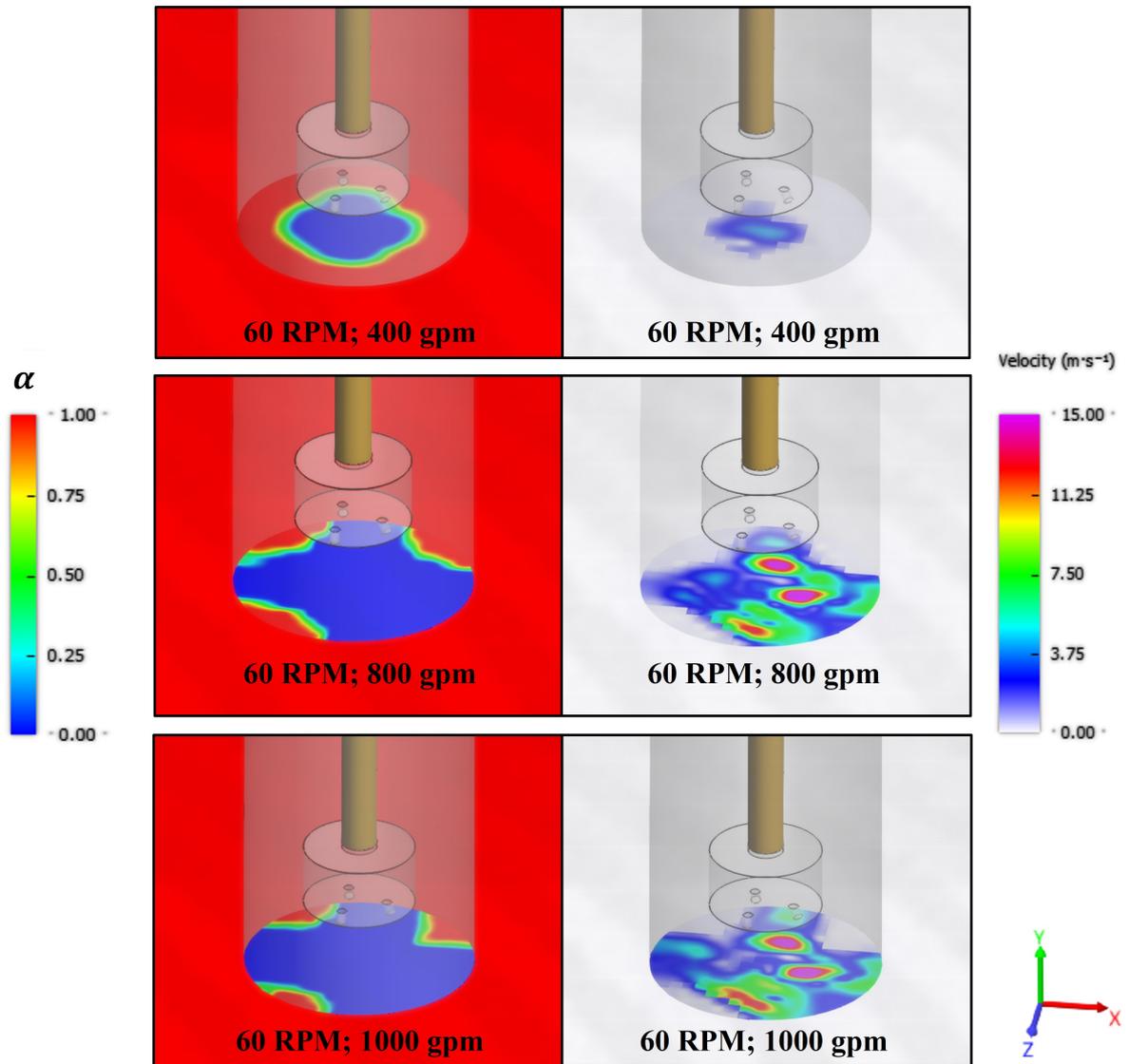


Fonte: Autor (2021)

A princípio, percebe-se que a escavação de fato se inicia a partir do momento em que o conjunto condutor – BHA do jateamento se aproxima da *mudline*, que ocorre no instante 2 s. A partir dos gráficos, percebe-se que, em termos de profundidade atingida, ao comparar as curvas correspondentes aos jatos de 800 gpm e 1000 gpm não denotaram uma diferença tão significativa para as rotações de broca consideradas, mostrando que o solo está se comportando de maneira aproximada nestes casos. Isto pode indicar que o aumento da vazão de fluido apresenta um limite a partir do qual não influenciará na deformação vertical do solo, embora este controle de vazão seja importante no que se diz respeito à limpeza de fundo de poço.

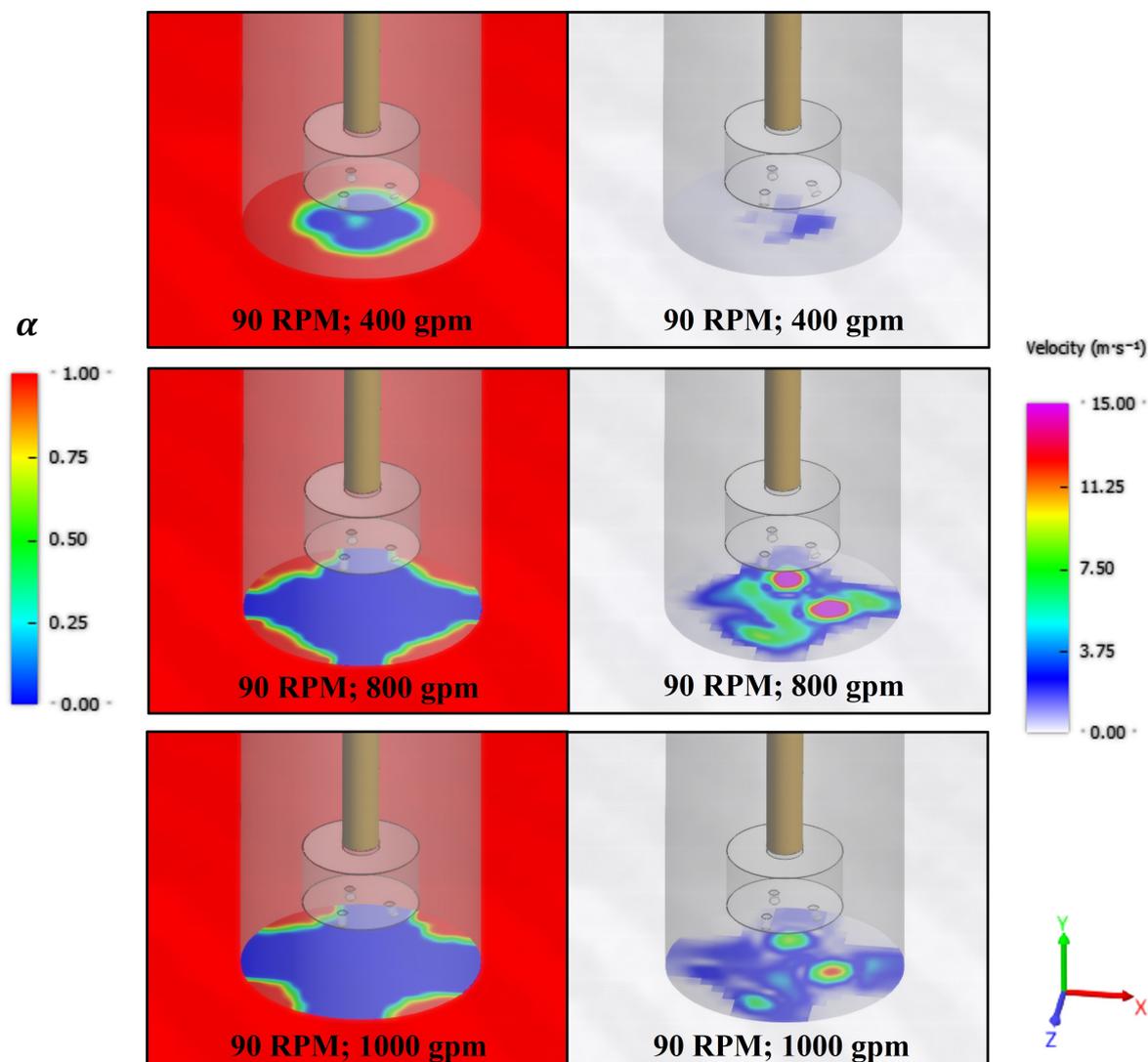
As Figuras 82 e 83 mostram a área de ataque formada no solo, em fração volumétrica, em resposta aos jatos da broca, variando-se a rotação da broca e a vazão de fluido na direção do plano XZ. Para o tempo de 6 s de jateamento, a abertura no solo proporcionada pelos jatos é praticamente uniforme ao longo do trecho de condutor assentado. Com isto, selecionou-se um corte para visualização posicionado 80 cm abaixo da *mudline* para analisar a variação dos parâmetros operacionais em questão.

Figura 82 – Visualização na direção plano XZ aos 6 s de jateamento para a rotação da broca de 60 RPM a 80 cm de profundidade abaixo da *mudline*



Fonte: Autor (2021)

Figura 83 – Visualização na direção plano XZ aos 6 s de jateamento para a rotação da broca de 90 RPM a 80 cm de profundidade abaixo da *mudline*



Fonte: Autor (2021)

Nestas imagens, é possível visualizar que as aberturas das cavidades para a vazão de fluido de 400 gpm são próximas ao diâmetro da broca, o que é indesejável, pois numa operação real de jateamento isto pode favorecer o processo de enceramento da broca. Esta condição pode ocorrer devido ao acúmulo de sedimentos argiloso no fundo do poço e é caracterizada pela aderência de sedimentos argilosos em elementos da broca, como em seus cortadores. Esse processo acontece, principalmente, devido à baixa vazão de fluidos e pode estar associado a outros fatores como a utilização de um fluido de perfuração inadequado (CHIEZA, 2011). Na Figura 82, ao se comparar a área de ataque proporcionada pelo jato de 800 gpm e 1000 gpm aliadas a uma rotação de 60 RPM, vê-se que as aberturas nas cavidades exibem comportamentos semelhantes. Sendo assim, é provável que o avanço do jateamento com a vazão de 1000 gpm também possibilite o acúmulo de sedimentos no anular, conforme visto anteriormente, na Figura 71, para o caso de 14 s de operação com a vazão de 800 gpm.

De acordo com o que pode ser visualizado na Figura 83, alterar a rotação da broca para 90 RPM também não proporcionou mudança significativas na área de ataque para as rotações de 800 rpm e 1000 rpm. Com isto, também é provável que, para esta rotação, o acúmulo de solo no anular também possa ocorrer durante o assentamento do condutor no solo. Vê-se, portanto, que mesmo com a variação de parâmetros supracitados, a broca não forneceu a área de ataque necessária à escavação lateral do solo. Sendo assim, provavelmente, a broca considerada nestas análises não é adequada para a operação de jateamento.

5 CONCLUSÕES

Por meio de um modelo computacional, foi possível analisar jateamento no solo marinho coesivo, considerando-se a abordagem fluida. Apesar de ser um modelo aproximado do real, a física envolvida no problema é complexa e, ao se comparar o modelo de solo proposto neste trabalho com o que foi produzido experimentalmente por Wang e Song (2019), observa-se que o perfil da cavidade escavada se desenvolveu de maneira semelhante, mostrando que o modelo proposto se comporta bem para as análises realizadas neste trabalho. No entanto, para que o modelo apresente maior robustez, necessita-se de informações acerca de dados reológicos experimentais de solos marinhos coesivos.

A fim de analisar a resposta do solo mediante a modificação de parâmetros, este estudo mostrou que a variação de velocidade impôs maior influência na deformação do solo se comparada à variação do fluido de perfuração. No caso da velocidade do jato, o aumento de sua intensidade proporcionou maiores profundidades e larguras à cavidade escavada. Com um maior tempo de jateamento, notou-se uma certa estabilização na curva de profundidade, mas ainda assim houve um avanço considerável no perfil da cavidade: ao dobrar o tempo de jateamento, observou-se um aumento de cerca de 48% na profundidade atingida pelo jato de 12 m/s e de, aproximadamente, 47% para o jato de 15 m/s.

Em relação à variação do fluido de perfuração, viu-se que a sua reologia não interfere necessariamente na deformação do solo, embora seja importante no que se diz respeito à limpeza de fundo de poço. No entanto, uma influência significativa no perfil da cavidade escavada foi observada apenas ao implementar no jateamento um fluido de perfuração de massa específica bastante elevada. Os fluidos que caracterizariam uma mistura do tipo *sweeps*, basicamente, desenvolveram um perfil de cavidade semelhante, de larguras e profundidades aproximadas ao longo dos 6 s considerados. Contudo, o fluido de perfuração desenvolvido por Wagle et al. (2018) forneceu um aumento por volta de 48% na profundidade atingida pelo jato se comparado ao jato da água do mar, enquanto os demais fluidos de perfuração aumentaram a profundidade em cerca de apenas 2% também em relação à água do mar.

Com a implementação da broca no modelo, foi possível observar a operação de jateamento de forma mais realista, considerando-se o assentamento do revestimento condutor no solo. A broca idealizada não forneceu área de ataque suficiente ao jateamento, dado que se observou solo acumulando-se demasiadamente no anular, indicando que em certos locais está ocorrendo a cravação do condutor no solo. Mesmo com a variação de rotação e de vazão de fluidos, a broca não desempenhou uma boa performance.

No mais, o LBM é um método numérico custoso por ser baseado em colisão de partículas e, aliado às limitações da máquina utilizada, que não é específica para realizar simulações

mais robustas, resultou em tempos de CPU elevados. Por exemplo, para simular apenas 6 segundos de jateamento, a simulação levou um tempo próximo de 20 horas. Ainda assim, os resultados alcançados foram bons, considerando-se que o modelo proposto se comporta bem para os parâmetros analisados e para os tempos de jateamento considerados. Sendo assim, a fluidodinâmica computacional se mostrou uma técnica útil para estudar o comportamento do solo marinho em condições de jateamento, o que pode permitir ao pesquisador um melhor entendimento deste processo, bem como auxiliar na predição da performance do jato mediante a variação de parâmetros e, também, no dimensionamento dos equipamentos utilizados neste tipo de operação.

5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

- ★ O desenvolvimento de análises experimentais para a obtenção de dados reológicos acerca de solos coesivos marinhos, com a finalidade de dar suporte à validação do modelo computacional;
- ★ Estudar a influência da inclinação e da quantidade de bocais ejetores na área de ataque dos jatos;
- ★ Estudar a influência do tamanho da broca, bem como o *bit stick-out* da broca na deformação do solo;
- ★ Desenvolver o modelo de jateamento proposto num *software* de CFD de abordagem tradicional, que disponha de métodos numéricos macroscópicos a fim de investigar o custo computacional em relação ao LBM;
- ★ Otimização da geometria no que se diz respeito ao tamanho do domínio, levando-se em conta o custo computacional envolvido nas simulações.
- ★ Analisar a influência da temperatura nos resultados, visto o LBM é um método numérico que leva em consideração a cinética de partículas.

REFERÊNCIAS

- ABIZA, Z.; CHAVEZ, M.; HOLMAN, D. M.; BRIONNAUD, R. Prediction of finned projectile aerodynamics using a lattice-boltzmann method cfd solution. *International Journal of Mechanical and Mechatronics Engineering*, v. 10, n. 5, p. 62–69, 2016.
- ADAMSON, M. *Flow behaviour of fine-grained soils*. Dissertação (Mestrado) — Norwegian University of Science and Technology, Trondheim, 2017.
- AGUIAR, J.; MARINS, R.; ALMEIDA, M. Comparação de metodologias de digestão de sedimentos marinhos para caracterização da geoquímica de metais-traço na plataforma continental nordeste oriental brasileira. *Geochimica Brasiliensis*, v. 21, n. 3, p. 304–323, 2012.
- AKERS, T. J. Jetting of structural casing in deepwater environments: job design and operational practices. In: *Annual Technical Conference and Exhibition*. San Antonio: Society of Petroleum Engineers, 2006. p. 24–27.
- AKERS, T. J. Jetting of structural casing in deepwater environments: job design and operational practices. *SPE Drilling & Completion*, Society of Petroleum Engineers, v. 23, n. 01, p. 29–40, 2008.
- AKKER, H. E. Van den. Lattice boltzmann simulations for multi-scale chemical engineering. *Current Opinion in Chemical Engineering*, Elsevier, New York, v. 21, p. 67–75, 2018.
- ALIZADEH, M.; SEYYEDI, S.; RAHNI, M. T.; GANJI, D. Three-dimensional numerical simulation of rising bubbles in the presence of cylindrical obstacles, using lattice boltzmann method. *Journal of Molecular Liquids*, Elsevier, v. 236, p. 151–161, 2017.
- ALLEN, D. G.; SOUTHWELL, R. Relaxation methods applied to determine the motion, in two dimensions, of a viscous fluid past a fixed cylinder. *The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, Oxford University Press, v. 8, n. 2, p. 129–145, 1955.
- ALMEIDA, A. C. Manual de perfuração. *Petrobras–Material Instrucional, Salvador, Brasil*, 1977.
- ALMEIDA, G. C. P. D. *Caracterização física e classificação dos solos*. Juiz de Fora: Universidade Federal de Juiz de Fora, 2005.
- AMOCO. *Drilling Fluids Manual*. Houston: Amoco Production Company, 2000.
- ANSYS FLUENT. *Using Dynamic Meshes*. 2009. Disponível em: <<https://www.afs.enea.it/project/neptunius/docs/fluent/html/tg/node207.ht>>. Acesso em: 09 jul. 2021.>
- ANTUNES, F. S.; POLIVANOV, H.; PORTOCARRERO, H.; CAMPOS, T. M. P. Solos: Subsídio para estudos de geologia de engenharia. *Anuário do Instituto de Geociências*, v. 38, n. 1, p. 180–198, 2016.
- ARULANANDAN, K.; SARGUNAM, A.; LOGANATHAN, P.; KRONE, R. Application of chemical and electrical parameters to prediction of erodibility. *Soil Erosion: Causes and Mechanisms, Prevention and Control*, Proceedings of a Workshop on Highway Research, Board and National Science, Washinton, p. 42–51, 1973.

- AUGIER, A.; DUBOIS, F.; GRAILLE, B.; LALLEMAND, P. On rotational invariance of lattice boltzmann schemes. *Computers & Mathematics with Applications*, Elsevier, v. 67, n. 2, p. 239–255, 2014.
- AZAR, J. J. J.; SAMUEL, G. R. *Drilling engineering*. Edinburgh: PennWell books, 2007.
- AZEVEDO, L. F. A. *Desenvolvimento de um queimador de gás natural para estudos da combustão em escoamentos turbulentos*. Dissertação (Mestrado) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2006.
- BARNES, H. A. Thixotropy—a review. *Journal of Non-Newtonian fluid mechanics*, Elsevier, v. 70, n. 1-2, p. 1–33, 1997.
- BARNES, H. A. *A handbook of elementary rheology*. Penglais: University of Wales, Institute of Non-Newtonian Fluid Mechanics Aberystwyth, 2000.
- BECK, R. D.; JACKSON, C. W.; HAMILTON, T. K. Reliable deepwater structural casing installation using controlled jetting. In: SOCIETY OF PETROLEUM ENGINEERS. *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Dallas, 1991.
- BENNETT, C. O.; MYERS, J. E. *Fenômenos de transporte: quantidade de movimento, calor e massa*. New York: McGraw-Hill, 1982.
- BESSES, B. D. D.; MAGNIN, A.; JAY, P. Viscoplastic flow around a cylinder in an infinite medium. *Journal of non-newtonian fluid mechanics*, Elsevier, v. 115, n. 1, p. 27–49, 2003.
- BINGHAM, E. C. *Fluidity and plasticity*. New York: McGraw-Hill, 1922. v. 2.
- BIRD, R. B.; STEWART, W. E.; LIGHTFOOT, E. N. *Transport phenomena*. New York: John Wiley & Sons, 2006. v. 1.
- BLEIER, R. Selecting a drilling fluid. *Journal of Petroleum technology*, Society of Petroleum Engineers, v. 42, n. 07, p. 832–834, 1990.
- BO, Z.; JIN, Y.; ZHENGLI, L.; JUNFENG, L.; JIHUA, Y.; BIN, C.; SHUJIE, L.; JIANLIANG, Z. Design of conductor soaking time in deepwater drilling. *Petroleum Exploration and Development*, Elsevier, v. 41, n. 2, p. 257–261, 2014.
- BOEH, P.; TURTON, D.; RAVAL, A.; LITTLE, A. D. *Deepwater Program: Literature review, environmental risks of chemical products used in Gulf of Mexico Deepwater oil and gas operations*. New Orleans, 2001. v. 1.
- BOUKPETI, N.; WHITE, D.; RANDOLPH, M.; LOW, H. Strength of fine-grained soils at the solid–fluid transition. *Géotechnique*, Thomas Telford Ltd, v. 62, n. 3, p. 213–226, 2012.
- BOURGOYNE, A. T.; MILLHEIN, K. k.; CHENEVERT, M. E.; YOUNG, F. S. *Applied Drilling Engineering*. Richardson: Society of Petroleum Engineers, 1991.
- BRITO, P. P. C. *Método Lattice-Boltzmann Aplicado a Aerodinâmica Externa*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2017.
- CAENN, R.; DARLEY, H. C.; GRAY, G. R. *Composition and properties of drilling and completion fluids*. 7. ed. Houston: Gulf professional publishing, 2017.

- CALLISTER, W. *Ciência e engenharia dos materiais: uma introdução*. Rio de Janeiro: LTC, 2008.
- CAMARGO, K. R. *Hidrojateamento em solos finos: ensaios de laboratório e campo*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2020.
- CAMPBELL, A.; BRUNSKILL, D. Advances in coiled tubing jetting technology. In: SOCIETY OF PETROLEUM ENGINEERS. *SPE/ICoTA Coiled Tubing Round table*. Houston, 2000.
- CAMPOS, J. C. de. *Elementos de fundações em concreto*. São Paulo: Oficina de Textos, 2015.
- CAPUTO, H. P. *Mecânica dos solos e suas aplicações: fundamentos*. Rio de Janeiro: LTC, 1988. v. 1.
- CHÁVEZ-MODENA, M.; MARTÍNEZ, J.; CABELLO, J.; FERRER, E. Simulations of aerodynamic separated flows using the lattice boltzmann solver xflow. *Energies*, Multidisciplinary Digital Publishing Institute, v. 13, n. 19, p. 5146, 2020.
- CHEN, S.; DOOLEN, G. D. Lattice boltzmann method for fluid flows. *Annual review of fluid mechanics*, Annual Reviews 4139 El Camino Way, PO Box 10139, Palo Alto, CA 94303-0139, USA, v. 30, n. 1, p. 329–364, 1998.
- CHHABRA, R. P.; RICHARDSON, J. F. *Non-Newtonian flow and applied rheology: engineering applications*. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2011.
- CHIEZA, D. *Diagnósticos de problemas operacionais durante a perfuração de poços de petróleo*. Dissertação (Mestrado) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2011.
- CHIPINDU, N. S. C. *Pós-análise em Problemas de Perfuração de Poços Marítimos de Desenvolvimento*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2010.
- CLANCY, L. J. *Aerodynamics*. London: Pitman Publishing Limited, 1975.
- COLOMBO, D. *Proposição de um modelo Markoviano de apoio ao gerenciamento de riscos à integridade de poços submarinos*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal Fluminense, Niterói, 2018.
- COURANT, R.; FRIEDRICHS, K.; LEWY, H. Über die partiellen differenzgleichungen der mathematischen physik. *Mathematische annalen*, Springer, New York, v. 100, n. 1, p. 32–74, 1928.
- DASSAULT SYSTÈMES. *SIMULIA Xflow 2019x: Theory Guide*. Madrid, 2019.
- DASSAULT SYSTÈMES. *SIMULIA Xflow 2019x: User Guide*. Madrid, 2019.
- DATE, A. W. *Introduction to computational fluid dynamics*. Cambridge: Cambridge University Press, 2005.
- D'AVILA, R.; ARIENTI, L. M.; ARAGÃO, M. A. N. F.; VESELY, F. F.; SANTOS, S. F.; VOELCKER, H. E.; VIANA, A. R.; KOWSMANN, R. O.; MOREIRA, J. L. P.; COURA, A. P. P. et al. Ambientes marinhos profundos: Sistemas turbidíticos. *Ambientes de sedimentação siliciclástica do Brasil*, p. 244–303, 2008.

DELLAR, P. J. Lattice boltzmann algorithms without cubic defects in galilean invariance on standard lattices. *Journal of Computational Physics*, Elsevier, v. 259, p. 270–283, 2014.

D'HUMIERES, D.; GINZBURG, I.; KRAFCZYK, M.; LALLEMAND, P.; LUO, L.-S. Multiple-relaxation-time lattice boltzmann models in three dimensions. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, The Royal Society, v. 360, n. 1792, p. 437–451, 2002.

DUBOIS, F.; LALLEMAND, P. Quartic parameters for acoustic applications of lattice boltzmann scheme. *Computers & Mathematics with Applications*, Elsevier, v. 61, n. 12, p. 3404–3416, 2011.

EIA. Trends in us oil and natural gas upstream costs. *US Energy Information Administration*, 2016.

EMPRESA DE PESQUISA ENERGÉTICA. *Matriz Energética e Elétrica*. 2018. Disponível em: <<http://www.epe.gov.br/pt/abcdenergia/matriz-energetica-e-eletrica>>. Acesso em: 28jan.2020.>

ESTEU, B. R. M. *Clusterização de dados de vibração na perfuração de poços através de redes neurais não supervisionadas*. Dissertação (Mestrado) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2014.

FARIAS, K.; AMORIM, L.; FERREIRA, H.; PEREIRA, E. Estudo da reologia e espessura do reboco de fluidos de perfuração: influência de dispersantes e umectante aniônicos. *Cerâmica*, SciELO Brasil, v. 52, n. 324, p. 307–314, 2006.

FERZIGER, J. H.; PERIĆ, M.; STREET, R. L. *Computational methods for fluid dynamics*. New York: Springer, 2020. v. 4.

FORSYTH, G.; WASON, W. *Finite-Difference Methods for Partial Differential Equations*. New York: John Wiley & Sons, 1960.

FOX, R. W.; MCDONALD, A. T. *Introduction to fluid mechanics*. New York: John Wiley & Sons, 1994.

FREITAS, J. J. *Validação de uma metodologia de ensaio de resistência ao cisalhamento para avaliação da aderência de interfaces revestimento metálico-bainha de cimento aplicada a poços de petróleo*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Rio Grande do Norte, 2007.

GALINA, V.; CARGNELUTTI, J.; KAVISKI, E.; GRAMANI, L. M.; LOBEIRO, A. M. Simulação de escoamento de água em canal entre placas paralelas utilizando o método do reticulado de boltzmann. *Proceeding Series of the Brazilian Society of Computational and Applied Mathematics*, v. 5, n. 1, 2017.

GALINDO, M. S. V. *Desenvolvimento de uma Metodologia para Determinação da Viscosidade de Solos*. Dissertação (Mestrado) — Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, 2013.

GATLIN, C. *Petroleum engineering: drilling and well completions*. Upper Saddle River: Prentice Hall, 1960.

- GEUZE, E. C. W. A.; TAN, T.-K. The mechanical behaviour of clays. In: *Proc. 2nd Int. Congress on Rheology*. Oxford: [s.n.], 1953. p. 247.
- GHEZZEHEI, T. A.; OR, D. Rheological properties of wet soils and clays under steady and oscillatory stresses. *Soil Science Society of America Journal*, Soil Science Society, v. 65, n. 3, p. 624–637, 2001.
- GOMES, A. F. C. *Estudo experimental e numérico do comportamento reológico de um fluido de perfuração*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Alagoas, Maceió, 2019.
- GOMES, A. F. C.; BARBOZA, B. R.; TENÓRIO, J.; TENÓRIO M. S. C.; SANTOS, J. P. L.; DIAS, R.; CUTRIM, F. S. Análise paramétrica de jateamento de revestimento condutor em solo argiloso. In: RIO OIL AND GAS. *Instituto Brasileiro de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis*. Rio de Janeiro, 2020.
- GÓMEZ, D. A. *Modelagem de problemas de fluxo na escala granular usando o método Lattice Boltzmann*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de Brasília, Brasília, 2013.
- GONÇALVES, T. S. S. *Desenvolvimento de fluidos de perfuração poliméricos a base de microemulsões e avaliação de suas propriedades*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Natal, 2018.
- GOTTLIEB, A.; ALMASI, G. *Highly parallel computing*. Redwood City: Benjamin Cummings, 1989.
- GROTZINGER, J.; JORDAN, T. *Para Entender a Terra*. 6. ed. Porto Alegre: Bookman Editora, 2013.
- GUSMÃO, J. D. A. *Solos-Da Formação Geológica ao Uso na Engenharia*. Recife: Editora Universitária UFPE, 2016.
- HAMNE, J. *CFD Modeling of Mud Flow around Drill Bit*. Dissertação (Mestrado) — Lulea University of Technology, Lulea, 2014.
- HE, X.; LUO, L.-S. A priori derivation of the lattice boltzmann equation. *Physical Review E*, APS, College Park, v. 55, n. 6, p. R6333, 1997.
- HIRT, C. W.; NICHOLS, B. D. Volume of fluid (vof) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of computational physics*, Citeseer, v. 39, n. 1, p. 201–225, 1981.
- HUANG, X.; GARCIA, M. H. A herschel–bulkley model for mud flow down a slope. *Journal of fluid mechanics*, Cambridge University Press, v. 374, p. 305–333, 1998.
- INTERNATIONAL ENERGY AGENCY. *Word Energy Outlook 2018: Perspectivas energéticas globais a longo prazo*. Rio de Janeiro, 2019.
- JANSSEN, C.; KRAFCZYK, M. Free surface flow simulations on gpgpus using the lbm. *Computers & Mathematics with Applications*, Elsevier, v. 61, n. 12, p. 3549–3563, 2011.
- JEONG, S. W. The effect of grain size on the viscosity and yield stress of fine-grained sediments. *Journal of Mountain Science*, Springer, New York, v. 11, n. 1, p. 31–40, 2014.
- JIN, Y.; DE, Y.; RUIRUI, T.; BO, Z.; SHUJIE, L.; JIANLIANG, Z.; HAIXIONG, T. Bit stick-out calculation for the deepwater conductor jetting technique. *Petroleum Exploration and Development*, Elsevier, v. 40, n. 3, p. 394–397, 2013.

- JUNG, J. G. *Estudo do jateamento em solos argilosos e sua aplicação à engenharia de fundações offshore*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2012.
- KAN, C.; YANG, J.; YU, X.; XIE, R.; WU, Y.; LI, Y.; CHEN, H.; GUAN, S.; LIU, H.; GU, C.; LIN, S.; WANG, H.; ABIMBOLA, F. Field experimental investigation of bit stick-out for different soil strengths during deepwater conductor injection. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, Elsevier, v. 169, p. 825–836, 2018.
- KARASEV, I. The regimes of eroding channels in cohesive materials. *Soviet Hydrology*, v. 6, p. 551–579, 1964.
- KEMPKA, M. *Caracterização do escoamento provocado pela incidência de um jato vertical em fundo plano*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2017.
- KIM, M.; LIM, J.; KIM, S.; JEE, S.; PARK, D. Assessment of the wall-adapting local eddy-viscosity model in transitional boundary layer. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Elsevier, v. 371, p. 113–287, 2020.
- KOMORI, F. S. *Desenvolvimento de um simulador computacional de dinâmica de fluidos utilizando o método de Lattice Boltzmann*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.
- KRÜGER, T.; KUSUMAATMAJA, H.; KSZMIN, A.; SHARDT, O.; SILVA, G.; ERLEND, M. V. *The lattice Boltzmann method: Principles and Practice*. New York: Springer, 2017.
- LAI, W. M.; RUBIN, D. H.; KREMPL, E.; RUBIN, D. *Introduction to continuum mechanics*. Oxford: Butterworth-Heinemann, 2009.
- LALLEMAND, P.; LUO, L. Theory of the lattice boltzmann method: dispersion, isotropy, galilean invariance and stability. *Physical Review E*, v. 61, p. 6546–6562, 2000.
- LAMBE, T. W.; WHITMAN, R. V. *Soil mechanics SI version*. New York: John Wiley & Sons, 2008.
- LEITE, L. O. B. *Determinação física e numérica de corridas de lama resultantes de ruptura de barreira retendo material viscoplástico*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2009.
- LEPSCH, I. F. *19 lições de pedologia*. São Paulo: Oficina de textos, 2016.
- LUOMA, J.; VOLLER, V. R. An explicit scheme for tracking the filling front during polymer mold filling. *Applied Mathematical Modelling*, Elsevier, v. 24, n. 8-9, p. 575–590, 2000.
- LYONS, W. C. *Air and gas drilling manual: applications for oil and gas recovery wells and geothermal fluids recovery wells*. 3. ed. Burlington: Elsevier, 2009.
- MACHADO, J. C. V. *Reologia e escoamento dos fluidos: ênfase na indústria do petróleo*. Rio de Janeiro: Interciência, 2002.
- MACHIN, J. B.; MESSINA, F. D.; MANGAL, J. K.; GIRARD, J.; FINCH, M. Recent research on stiff clay jetting. In: ONEPETRO. *Offshore Technology Conference*. Houston, 2001.

- MACIEL, G. F.; SANTOS, H. K.; FERREIRA, F. O. Rheological analysis of water clay compositions in order to investigate mudflows developing in canals. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, SciELO Brasil, v. 31, n. 1, p. 64–74, 2009.
- MACOSKO, C. W.; LARSON, R. G. Rheology: principles, measurements, and applications. WILEY-VCH, New York, 1994.
- MAHMOUD, H.; HAMZA, A.; NASSER, M. S.; HUSSEIN, I. A.; AHMED, R.; KARAMI, H. Hole cleaning and drilling fluid sweeps in horizontal and deviated wells: Comprehensive review. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, Elsevier, v. 186, p. 106–748, 2020.
- MALOUF, L. R. *Análise das operações de perfuração de poços terrestres e marítimos*. Rio de Janeiro, 2013.
- MAREK, M.; ANISZEWSKI, W.; BOGUSLAWSKI, A. Simplified volume of fluid method (svof) for two-phase flows. *Task Quarterly*, v. 12, n. 3, p. 255–265, 2008.
- MARTINS, F. S. *Estudo da aplicação de nanotecnologia na indústria de petróleo*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal Fluminense, Niterói, 2019.
- MASLOV, N. N. To the problem of estimating settlement and deformation of structures. In: *Swir'stroi Project*. Leningrad: [s.n.], 1939. v. 10.
- MAZUREK, K. A. *Scour of clay by jets*. Tese (Doutorado) — University of Alberta Edmonton, Alberta, 2001.
- MEDEIROS, C. Y. da S.; SANTOS, J. P. L. Avaliação integrada da estabilidade do revestimento condutor de poços de petróleo. *XXXVI Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering - CILAMCE*, Rio de Janeiro, 2015.
- MELO, D. F. M. *Comportamento reológico de solos sujeitos a corridas de lama por liquefação estática*. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, São Paulo, 2014.
- MENDES, C. Ambientes de sedimentação marinhos. *Elementos de Estratigrafia*. São Paulo: TA Queiroz, v. 12, 1992.
- MENDES, P. R. S. Modeling the thixotropic behavior of structured fluids. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, Elsevier, v. 164, n. 1-3, p. 66–75, 2009.
- MENDES, P. R. S.; DUTRA, E. Viscosity function for yield-stress liquids. *Applied Rheology*, De Gruyter, v. 14, n. 6, p. 296–302, 2004.
- MENG, W.; YANG, J.; TONG, G.; HU, N.; ZHU, Y.; HE L.AND DENG, H.; ZHAO, Y. Simulation experiment and mechanism on the change of lateral friction against surface conductor in deepwater drilling. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE. *Offshore Technology Conference*. Houston, 2016.
- MESCHYAN, S. R.; RUBENOVICH, S. *Experimental rheology of clayey soils*. Rotterdam: AA Balkema, 1995.
- MEZGER, T. G. *The Rheology Handbook*, Vincentz Network GmbH & Co. 2. ed. Hannover: Vincentz Network, 2006.
- MITCHELL, J. *Fundamentals of Soil Behavior*. New York: John Wiley & Sons, 1993.

- MOHAMAD, A. A. *Lattice Boltzmann Method: Fundamentals and Engineering Applications With Computer Codes*. New York: Springer, 2011.
- NBR. 6502/95: "rochas e solos". *Associação Brasileira de Normas Técnicas*, Rio de Janeiro, 1995.
- NEGRÃO, A. F.; LAGE, A. C. V. M.; CUNHA, J. An overview of air/gas/foam drilling in brazil. *SPE drilling & completion*, OnePetro, v. 14, n. 02, p. 109–114, 1999.
- NOGUEIRA, E. F.; BORGES, A. T.; JUNIOR, C. J. M.; MACHADO, R. D. Torpedo base-a new conductor installation process. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE. *Offshore Technology Conference*. [S.l.], 2005.
- O'BRIEN, J. S.; JULIEN, P. Y. Laboratory analysis of mudflow properties. *Journal of hydraulic engineering*, American Society of Civil Engineers, v. 114, n. 8, p. 877–887, 1988.
- OLIVEIRA, F. M. C. *Estudo do Método Lattice Boltzmann aplicado à Fluidodinâmica: Uso de Simulador em GPU e Desenvolvimento de um Simulador em Linguagem C*. Campinas, 2012.
- OLIVEIRA, F. S. de; OLIVEIRA, S. L. G. de; KISCHINHEVSKY, M.; TAVARES, J. M. R. Malhas móveis para solução numérica de equações diferenciais parciais. *Revista de Sistemas de Informação da FSMA*, v. 11, p. 11–16, 2013.
- PACHECO, E. M. A.; SANTOS, J. P. L. Numerical evaluation of clayey soil under jetting procedure using lattice boltzmann method. In: ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE MÉTODOS COMPUTACIONAIS EM ENGENHARIA. *Proceedings of the Ibero-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering*. Foz do Iguaçu, 2020.
- PAPANASTASIOU, T. C. Flows of materials with yield. *Journal of Rheology*, The Society of Rheology, v. 31, n. 5, p. 385–404, 1987.
- PARÉS, C.; VÁZQUEZ, C.; COQUEL, F. *Advances in Numerical Simulation in Physics and Engineering*. New York: Springer, 2014.
- PEREIRA, E. Aspectos práticos importantes dos fluidos de perfuração modernos. *Águas Subterrâneas*, n. 1, 1998.
- PINTO, C. S. *Curso Básico de Mecânica dos Solos*. 3. ed. São Paulo: Oficina de Textos, 2000.
- PRASERTAMPORN, P. Enhanced deepwater conductor jetting design for east malaysia. In: INTERNATIONAL PETROLEUM TECHNOLOGY CONFERENCE. *International Petroleum Technology Conference*. Bangkok, 2016.
- PREMNATH, K. N.; BANERJEE, S. On the three-dimensional central moment lattice boltzmann method. *Journal of Statistical Physics*, Springer, New York, v. 143, n. 4, p. 747–794, 2011.
- QIU, L. C.; HAN, Y. 3d simulation of self-compacting concrete flow based on mrt-lbm. *Advances in Materials Science and Engineering*, London, v. 2018, 2018.
- RAMOS, G. B. G. *Estudo de um Novo Modelo Constitutivo de Fluidos Viscoplásticos: Análise Numérica do Escoamento em uma Contração Abrupta 4 : 1*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Espírito Santo, Espírito Santo, 2008.

REYNOLDS, O. An experimental investigation of the circumstances which determine whether the motion of water shall be direct or sinuous, and of the law of resistance in parallel channels. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, The Royal Society London, n. 174, p. 935–982, 1883.

RICHARDSON, L. F. IX. the approximate arithmetical solution by finite differences of physical problems involving differential equations, with an application to the stresses in a masonry dam. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character*, The Royal Society London, v. 210, n. 459-470, p. 307–357, 1911.

RICHTMYER, R. D.; MORTON, K. W. *Difference Methods for Initial-Value Problems*. New York: Interscience, 1967.

ROMANETTO, L. M. *Malhas adaptativas para simulação de escoamentos multifásicos*. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, São Paulo, 2014.

ROYAL FIC. *O primeiro poço de petróleo do mundo*. 2017. Disponível em: <{<https://www.royalfic.com.br/primeiro-poco-de-petroleo-do-mundo>}. Acesso em: 06 fev. 2020.>

SALAM, M.; AL-ZUBAIDI, N. S.; AL-WASITI, A. A. Enhancement in lubricating, rheological, and filtration properties of unweighted water-based mud using xc polymer nps. *Journal of Engineering*, v. 25, n. 2, p. 96–115, 2019.

SANTOS, M. B. Perfuração de poços de petróleo: fluidos de perfuração. *Revista de divulgação do Projeto Universidade Petrobras e IF Fluminense*, v. 2, n. 1, p. 121–127, 2012.

SCHMIDT, T.; GOSS, T.; AMICO, S.; LEKAKOU, C. Permeability of hybrid reinforcements and mechanical properties of their composites molded by resin transfer molding. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, Sage Publications Sage UK: London, England, v. 28, n. 23, p. 2839–2850, 2009.

SCHRAMM, G. *A practical approach to rheology and rheometry*. Karlsruhe: Haake Karlsruhe, 1994.

SHANG, J. Three decades of accomplishments in computational fluid dynamics. *Progress in Aerospace Sciences*, Elsevier, v. 40, n. 3, p. 173–197, 2004.

SHIH, T.-H.; POVINELLI, L. A.; LIU, N. S.; POTAPCZUK, M. G.; LUMLEY, J. L. *A generalized wall function*. Cleveland: National Aeronautics and Space Administration, Glenn Research Center, 1999.

SHIROMA, P. H. *Estudo do comportamento reológico de suspensões aquosas de bentonita e CMC: influência da concentração do NaCl*. Dissertação (Mestrado) — Universidade de São Paulo, São Paulo, 2012.

SHIZGAL, B. A gaussian quadrature procedure for use in the solution of the boltzmann equation and related problems. *Journal of Computational Physics*, Elsevier, v. 41, n. 2, p. 309–328, 1981.

SILVA, A. T. G.; CASTELO, A. Desenvolvimento da técnica vof para o sistema hig-flow. *Proceeding Series of the Brazilian Society of Computational and Applied Mathematics*, v. 6, n. 2, 2018.

- SILVEIRA-NETO, A. Fundamentos da turbulência nos fluidos. *Turbulência*, ABCM, v. 1, p. 3–48, 2002.
- SMAGORINSKY, J. General circulation experiments with the primitive equations: I. the basic experiment. *Monthly weather review*, American Meteorological Society, v. 91, n. 3, p. 99–164, 1963.
- SOTO, H. P. *Modelagem e simulação via formulações multicampos de Galerkin mínimo-quadrados de escoamentos inerciais de fluidos de Bingham*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal Fluminense, Niterói, 2010.
- SOUZA, J. A.; DANZIGER, F. A. B.; JANNUZZI, G. F.; DIAS, R.; GONÇALVES, C. F. d. C. Teste do puxão: uma aplicação interessante de fundações à tração à engenharia de petróleo. In: 9º SEMINÁRIO DE ENGENHARIA DE FUNDAÇÕES ESPECIAIS E GEOTECNIA. 3ª Feira da Indústria de Fundações e Geotecnica. São Paulo, 2019.
- SOUZA, J. F. A.; OLIVEIRA, L. R.; AZEVEDO, J. L. L.; SOARES, I. D.; MATA, M. M. Uma revisão sobre a turbulência e sua modelagem. *Revista Brasileira de Geofísica*, SciELO Brasil, v. 29, n. 1, p. 21–41, 2011.
- SOUZA, J. S.; BASTOS, C. W. M. *Mecânica dos solos*. Brasília: Brasília: NT Editora, 2015.
- STREETER, V. L.; WYLIE, E. B. *Fluid Mechanics*. New York: McGraw-Hill, 1978.
- SUCCI, S. *The lattice Boltzmann equation: for fluid dynamics and beyond*. Oxford: Oxford university press, 2001.
- SUDHAKAR, T.; DAS, A. K. Evolution of multiphase lattice boltzmann method: A review. *Journal of The Institution of Engineers (India): Series C*, Springer, p. 1–9, 2020.
- SUGA, K.; KUWATA, Y.; TAKASHIMA, K.; CHIKASUE, R. A d3q27 multiple-relaxation-time lattice boltzmann method for turbulent flows. *Computers & Mathematics with Applications*, Elsevier, v. 69, n. 6, p. 518–529, 2015.
- SWACO, M. *Drilling fluids engineering manual*. Houston: Magcobar Operations, Oilfield Products Division, Dresser Industries, Inc, 2001.
- TANNER, R. I. *Engineering Rheology*. 2. ed. New York: Oxford University Press, 2000.
- TAYLOR, D. W. *Fundamentals of soil mechanics*. Ithaca: LWW, 1948. v. 66.
- TERZAGHI, K.; PECK, R. B.; MESRI, G. *Soil mechanics in engineering practice*. New York: John Wiley & Sons, 1996.
- THOMAS, J. E. *Fundamentos de engenharia de petróleo*. Rio de Janeiro: Interciência, 2001.
- TI, K. S.; HUAT, B. B.; NOORZAEI, J.; JAAFAR, M. S.; SEW, G. S. A review of basic soil constitutive models for geotechnical application. *Electronic Journal of Geotechnical Engineering*, v. 14, p. 1–18, 2009.
- VALE, M. M.; CURBELO, F. D. S.; BRAGA, G. S.; GARNICA, A. I. C. Estudo do comportamento reológico de fluidos de perfuração base água: Efeito da concentração de nacl. *HOLOS*, Instituto Federal de Educação, Ciência e Tecnologia do Rio Grande do Norte, v. 1, p. 214–228, 2017.

- VARGAS, M. *Introdução à mecânica dos solos*. São Paulo: Mcgraw-Hill, Editora da Universidade de Sao Paulo, 1977.
- VARGAS, M.; ARGENTA, M. A. Uma representação do fluxo sanguíneo pulsátil em artérias ou veias usando lattice boltzmann. *Revista Brasileira de Ensino de Física*, SciELO Brasil, v. 37, p. 4304–1, 2015.
- VERSTEEG, H. K.; MALALASEKERA, W. *An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method*. London: Pearson education, 2007.
- VLEIT, T.; LYKLEMA, J. Rheology. In: LYKLEMA, J. (Ed.). *Fundamentals of interface and colloid science*. Amsterdam: Elsevier, 2005. v. 4.
- VYALOV, S. S. *Rheological fundamentals of soil mechanics*. Amsterdam: Elsevier, 1986.
- WAGLE, V.; AL-YAMI, A. S.; ALJUBRAN, M.; AL-BAHRANI, H. High density drilling fluids for managed pressure drilling. In: ONEPETRO. *SPE Kingdom of Saudi Arabia Annual Technical Symposium and Exhibition*. Dammam, 2018.
- WAN, Z. Bed material movement in hyperconcentrated flow. *Journal of hydraulic Engineering*, American Society of Civil Engineers, v. 111, n. 6, p. 987–1002, 1985.
- WANG, T.; LI, H. Numerical simulation of jet excavation in conductor jetting operations. In: OFFSHORE TECHNOLOGY CONFERENCE. *Offshore Technology Conference-Asia*. Kuala Lumpur, 2014.
- WANG, T.; SONG, B. Study on deepwater conductor jet excavation mechanism in cohesive soil. *Applied Ocean Research*, Elsevier, v. 82, p. 225–235, 2019.
- WANG, Z.; LARSEN, P.; XIANG, W. Rheological properties of sediment suspensions and their implications. *Journal of Hydraulic Research*, Taylor & Francis Group, v. 32, n. 4, p. 495–516, 1994.
- WHITE, F. M. *Mecânica dos fluidos*. Porto Alegre: McGraw Hill Brasil, 2011.
- YANG, J.; LIU, S. J.; ZHOU, J.; WANG, P.; TANG, H.; LUO, J.; ZHANG, B.; ZHOU, C. Research of conductor setting depth using jetting in the surface of deepwater. In: SOCIETY OF PETROLEUM ENGINEERS. *International Oil and Gas Conference and Exhibition in China*. Beijing, 2010.
- YUAN, Q.; WANG, C.; WANG, Y.; PENG, C.; MENG, X. Investigation of submerged soil excavation by high-velocity water jet using two-fluid smoothed particle hydrodynamics method. *Journal of Hydraulic Engineering*, American Society of Civil Engineers, v. 145, n. 6, p. 04019016, 2019.
- YUEN, A.; YEOH, G.; YUEN, R.; LO, S.; CHEN, T. Development of wall-adapting local eddy viscosity model for study of fire dynamics in a large compartment. In: *Advances in Computational Modeling and Simulation*. [S.l.]: Trans Tech Publications Ltd, 2014. (Applied Mechanics and Materials, v. 444), p. 1579–1591.
- ZANUTTO, C. P. *Aplicação de técnicas de Fluidodinâmica Computacional (CFD) na avaliação da hidrodinâmica e da transferência de massa em estágio de coluna de destilação*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2015.

- ZHOU, B.; YANG, J.; LIU, Z.; ZHOU, R. Model and experimental study on jetting flow rate for installing surface conductor in deep-water. *Applied Ocean Research*, Elsevier, v. 60, p. 155–163, 2016.
- ZHOU, B.; YANG, J.; ZHOU, J.; LIU, Z.; YANG, J. A jetting flow rate design method for conductor installation through jetting in deepwater drilling. *Petrol. Drill Tech.*, v. 44, n. 03, p. 21–26, 2016.
- ZHOU, J. G. *Lattice Boltzmann methods for shallow water flows*. New York: Springer, 2004. v. 4.
- ZHU, G.; ZHU, L.; YU, C. Rheological properties of soil: a review. In: IOP PUBLISHING. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*. Busan, 2017. v. 64, n. 1, p. 20–11.
- ZHU, H.; RANDOLPH, M. F. Numerical analysis of a cylinder moving through rate-dependent undrained soil. *Ocean Engineering*, Elsevier, v. 38, n. 7, p. 943–953, 2011.
- ZILL, D. G.; CULLEN, M. R. *Equações diferenciais vol. 1*. New York: Pearson Makron Books, 2008.
- ZOU, Q.; HE, X. On pressure and velocity boundary conditions for the lattice boltzmann bgk model. *Physics of fluids*, American Institute of Physics, v. 9, n. 6, p. 1591–1598, 1997.