



ESTUDOS DE FLUXO DE DETRITOS SUBMARINOS ATRAVÉS DE MÉTODOS  
EXPERIMENTAIS, ANALÍTICOS E NUMÉRICOS

Marcelo Muta Hotta

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Civil.

Orientador: Márcio de Souza Soares de Almeida

Rio de Janeiro  
Novembro de 2019

ESTUDOS DE FLUXO DE DETRITOS SUBMARINOS ATRAVÉS DE MÉTODOS  
EXPERIMENTAIS, ANALÍTICOS E NUMÉRICOS

Marcelo Muta Hotta

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ COIMBRA DE  
PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA UNIVERSIDADE  
FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA  
A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA CIVIL.

Examinada por:

---

Prof. Márcio de Souza Soares de Almeida, Ph.D.

---

Prof. Ian Schumann Marques Martins, D.Sc.

---

Prof. Márcio Muniz de Farias, Ph.D.

---

Prof. Sérgio Tibana, D.Sc.

---

Dr. José Renato da Silva de Oliveira, D.Sc.

---

Dr. Marcelo Alejandro Llano Serna, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

NOVEMBRO DE 2019

Hotta, Marcelo Muta

Estudos de fluxo de detritos submarinos através de métodos experimentais, analíticos e numéricos/ Marcelo Muta Hotta. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2018.

XXIV, 148 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Márcio de Souza Soares de Almeida

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Civil, 2019.

Referências Bibliográficas: p. 139-148

1. Fluxo de detritos submarinos. 2. Modelagem centrífuga. 3. Modelagem numérica 4. Reologia. 5. SPH. I. Almeida, Márcio Soares de Souza de. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Civil. III. Título

*Dedicado à minha amada família:*

*Fernanda, Sophia, Esther e Lucas*

# Agradecimentos

Ao me aproximar do final dessa longa jornada agradeço primeiramente a Deus, que me deu o fôlego da vida, me sustentou durante a caminhada, e me concedeu a minha família, que é o meu descanso e alegria.

Agradeço a minha esposa, Fernanda, pelo amor, pela paciência, pelo cuidado com a nossa família. Certamente não teria conseguido chegar ao final sem o seu apoio. *“Enganosa é a graça e vã a formosura, mas a mulher que teme ao Senhor, essa sim será louvada”* (Pv 31:30).

Agradeço a minha mãe por todo apoio dado. Ela sempre se fez presente em todas as minhas conquistas acadêmicas, porém por questões de distâncias físicas, ela não poderá estar presente.

Agradeço ao meu orientador, professor Márcio Almeida, por ter me dado a oportunidade de fazer parte desse projeto de pesquisa, pela confiança, por ter exigido de mim a superação de alguns dos meus limites, o que resultou em um trabalho ainda melhor. Agradeço ao professor Ian Schumann pela amizade, pelo acolhimento no laboratório de reologia, quando, em meio a ensaios de adensamento, teve paciência para me ouvir e explicar os efeitos da resistência viscosa no solo.

Agradeço à Deise Trevizan, minha parceira de trabalho durante os dois anos do seu mestrado. Foram dias duros, dias de grandes frustrações, mas que no final nos trouxeram grandes conquistas. Obrigado pela alegria e amizade.

Agradeço aos estagiários Iago, Mayara, Raissa e Roberta, a quem tive o prazer de orientar o TCC na Escola Politécnica. Obrigado pela amizade, pela dedicação e pelo profissionalismo.

Agradeço a todos os colaboradores do laboratório de Geotecnia, em especial a Alice, Andreia, Serginho e Luizão, pois não mediram esforços para me ajudar durante esses 5 anos. Sem vocês o trabalho não teria acontecido.

Agradeço ao professor Tibana e o doutor José Renato, pois as suas expertises foram essenciais para conseguirmos uma configuração inédita da centrífuga de tambor. Obrigado pela participação e intervenções no artigo da IJPMG, pois certamente, sem essa colaboração, não teríamos conseguido a aceitação do artigo na edição especial do Journal.

Agradeço aos meus colegas de doutorado Silvana e Samuel, com quem eu tive uma convivência maior. O progresso de vocês e as palavras amigas foram os momentos de grande alegria em alguns momentos de dificuldade.

Gostaria de agradecer as seguintes instituições: Petrobrás/CENPES – pelo financiamento do projeto de pesquisa; Exército Brasileiro, pelo meu financiamento pessoal, ao me liberar para fazer esse curso; Laboratório de Química dos Solos do LabGeo, pelo apoio nos ensaios de teor de carbono das argilas; Laboratório de Microscopia Eletrônica do Instituto Militar de Engenharia (IME), pelo apoio no ensaio de MEV; Centro de Tecnologia Mineral da UFRJ (CETEM), pelo apoio nos ensaios de difração de raio-x das argilas marinhas.

Por fim, quero deixar o meu agradecimento especial a todos os professores e mestres que tive ao longo da minha vida, pois para a obtenção do grau de doutor certamente eu carreguei um pedaço do conhecimento de cada um de vocês.

*“O Senhor é a minha força e o meu escudo;  
Nele o meu coração confia, e dele recebo ajuda.  
Meu coração exulta de alegria,  
E com o meu cântico lhe darei graças.”*

*Salmos 28:7*

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

## ESTUDOS DE FLUXO DE DETRITOS SUBMARINOS ATRAVÉS DE MÉTODOS EXPERIMENTAIS, ANALÍTICOS E NUMÉRICOS

Marcelo Muta Hotta

Novembro/2019

Orientador: Márcio de Souza Soares de Almeida

Programa: Engenharia Civil

O presente trabalho tem por objetivo realizar a modelagem física e numérica de um fluxo de detritos submarino em taludes suaves. A utilização da centrífuga para o estudo de fluxos de detritos ganha importância pois a observação desses eventos na natureza, ou a sua modelagem em escala real é uma tarefa muito complexa. A modelagem física foi realizada na centrífuga de tambor do LM2C (Laboratório Multiusuário de Modelagem Centrífuga), que foi reconfigurada para a simulação de fluxos submersos. Foram estudadas diversas misturas visando o entendimento dos fenômenos de corrente de turbidez e aquaplanagem utilizando a análise dos números de Reynolds e de Froude. Foram realizadas medidas de pressão e tensão total e de velocimetria das partículas. Os parâmetros reológicos dos materiais foram determinados com o reômetro *Brookfield* RST-CC-SST. Com base nos resultados obtidos nesses ensaios foi proposto um modelo reológico que tem como única variável o índice de liquidez do material. Complementando o estudo foi realizada a modelagem numérica com a técnica SPH sem malha. A simulação tornou possível o entendimento dos mecanismos que provocam a aquaplanagem e as correntes de turbidez mediante a visualização dos esforços dinâmicos gerados pela interação da lama com o meio aquoso.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

STUDY OF SUBMARINE DEBRIS FLOW THROUGH EXPERIMENTAL, ANALYTICAL  
AND NUMERICAL METHODS

Marcelo Muta Hotta

November/2019

Advisor: Márcio de Souza Soares de Almeida

Department: Civil Engineering

The present work aims to perform physical and numerical modeling of a submarine debris flow in gentle slopes. The use of the centrifuge for the study of debris flow is relevant as the observation of these events in nature or their real scale modeling is a quite complex task. The physical modeling was performed in the drum centrifuge of the LM2C lab (Centrifugal Modeling Laboratory), configured for the simulation of submerged flows. Several mixtures were studied aiming the understanding of turbidity current and hydroplaning phenomena through the analysis of Reynolds and Froude numbers. Measurements of pore pressure and total stress and velocity fields were performed. The rheological parameters of the materials were determined using the Brookfield RST-CC-SST rheometer. Based on the results obtained in these tests, a rheological model was proposed, which single variable is the material liquidity index. Numerical modeling using the meshless SPH technique was performed to complement the study. The simulation made it possible to understand the mechanisms that cause aquaplaning and turbidity currents by visualizing the dynamic forces generated by the interaction of the mud with the aqueous medium.

# Sumário

LISTA DE FIGURAS.....	xiii
LISTA DE TABELAS.....	xx
LISTA DE ABREVIATURAS .....	xxiii
1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Justificativa.....	1
1.2 Relevância.....	1
1.3 OBJETIVOS DA PESQUISA .....	3
1.3.1 OBJETIVOS GERAIS .....	3
1.3.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	3
1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO .....	4
2 FLUXOS DE DETRITOS SUBMARINOS.....	7
2.1 Conceito e classificação dos movimentos de massa submarinos .....	7
2.2 Mecanismos de disparo .....	8
2.2.1 Terremotos .....	8
2.2.2 Hidratos de gás .....	9
2.2.3 Ondas.....	9
2.2.4 Acúmulo de sedimentos .....	9
2.2.5 Processos erosivos.....	9
2.2.6 Vulcanismo.....	10
2.2.7 Diapirismo .....	10
2.2.8 Atividades humanas .....	10
2.3 Morfologia da plataforma submarina Sul-americana oriental .....	10
2.4 Fases de um fluxo de detritos submarinos.....	13
2.5 Aquaplanagem .....	16
2.6 Ensaios de Acosta (2015) para o estudo da aquaplanagem .....	19
3 ESTUDOS REOLÓGICOS .....	21
3.1 Revisão Bibliográfica .....	21
3.1.1 Reologia e principais parâmetros reológicos.....	21

3.1.2	Modelos reológicos.....	22
3.1.2.1	Modelo desenvolvido pelo Grupo de Reologia do Laboratório de Geotecnia da COPPE .....	25
3.1.3	Tixotropia.....	26
3.1.4	Reômetros.....	27
3.1.5	Equações básicas para um reômetro de círculos concêntricos (Steffe, 1996) .....	29
3.1.5.1	Aplicação para fluidos newtonianos.....	31
3.1.5.2	Aplicação para fluidos que obedecem às leis de potência .....	31
3.1.5.3	Aplicação para os fluidos de Bingham .....	32
3.1.6	Cálculo da tensão de escoamento com a geometria de palhetas .....	32
3.1.7	Importância da análise dos parâmetros reológicos para o estudo dos fluxos de detritos submarinos.....	34
3.2	Estudo reológico de amostras da argila marinha da Bacia de Santos.....	38
3.2.1	Critérios para a definição do modelo reológico .....	38
3.2.2	Caracterização do material .....	39
3.2.3	Equipamentos.....	44
3.2.4	Metodologia.....	48
3.3	Resultados dos ensaios.....	51
3.4	Análise dos resultados e modelo reológico proposto .....	54
3.5	Resumo do capítulo.....	61
4	MODELAGEM CENTRÍFUGA .....	63
4.1	Revisão Bibliográfica .....	63
4.1.1	Conceitos Gerais .....	63
4.1.2	Leis de escala.....	64
4.1.3	Leis de Escala para o estudo de fluxos de detritos .....	65
4.2	Materiais e Métodos .....	69
4.2.1	Centrífuga de tambor da COPPE usada nos ensaios .....	69
4.2.2	Solo utilizado nos ensaios .....	75
4.2.3	Metodologia.....	76

4.2.4	Análise das limitações do ensaio centrífugo: influência da aceleração de Coriolis e variação do campo inercial.....	78
4.3	Resultados .....	80
4.4	Análise dos resultados.....	84
4.4.1	Análise do mecanismo de desenvolvimento de hidroplanagem por análise de imagem e resultados de PIV .....	84
4.4.2	Análise dos resultados pelos números adimensionais de Froude e Reynolds.....	88
4.4.3	Análise dos resultados utilizando o modelo reológico de Martins (1992).....	94
4.5	Resumo do capítulo.....	95
5	ESTUDOS COMPLEMENTARES POR MÉTODOS ANALÍTICOS .....	96
5.1	Análise de sensibilidade variando a umidade do material ( $f_1$ ) .....	96
5.2	Análise da variação da velocidade utilizando uma modelagem 1D do fluxo..	98
5.3	Resumo do capítulo.....	103
6	MODELAGEM NUMÉRICA.....	104
6.1	Métodos numéricos .....	104
6.2	Métodos sem malhas.....	105
6.3	Métodos MPM e SPH .....	106
6.3.1	Método dos Pontos Materiais (MPM).....	106
6.3.2	Método <i>Smoothed Particle Hydrodynamics</i> (SPH).....	108
6.4	Comparação do MPM com o SPH visando à escolha do método numérico mais adequado para o problema .....	111
6.5	Modelagem numérica do ensaio centrífugo com o <i>DualSPHysics</i> (SPH)....	116
6.5.1	Objetivos da modelagem numérica com o SPH.....	118
6.5.2	Condições iniciais e de contorno .....	118
6.5.3	Modelo reológico .....	121
6.5.4	Apresentação e análise qualitativa dos modelos numéricos .....	122
6.5.4.1	Modelagem numérica do ensaio w85_1.1.....	123
6.5.4.2	Modelagem numérica do ensaio w90_0.9.....	125
6.5.4.3	Modelagem numérica do ensaio w100_0.9.....	129

6.6	Resumo do Capítulo .....	132
7	CONCLUSÕES E SUGESTÕES .....	134
7.1	Introdução .....	134
7.2	Conclusões do Capítulo 3.....	134
7.3	Conclusões do Capítulo 4.....	134
7.4	Conclusões do Capítulo 5.....	135
7.5	Conclusões do capítulo 6.....	136
7.6	Considerações Finais .....	137
7.7	Sugestão para trabalhos futuros.....	138
	Bibliografia.....	139
	Anexo I – Ensaio de MEV da argila marinha da Bacia de Santos	
	Anexo II – Ensaio de DRX da argila marinha da Bacia de Santos	
	Anexo III – Artigo Publicado no CJUST em 19 de maio de 2018	
	Anexo IV – Artigo Aceito para Publicação no IJPMG em 09/10/2019 – Fator de Impacto 1.067	

# LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Dados de reservas brasileiras de petróleo , sendo que 1 MMbbl representa um milhão de barris de petróleo (ANP - Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis, 2019).....	2
Figura 1.2 – Evolução da produção brasileira de petróleo (Pré-sal e Pós-sal) .....	3
Figura 1.3 – Estrutura da pesquisa .....	5
Figura 2.1 – Debris Flow Submarino e riscos envolvidos (Gue, 2012) .....	7
Figura 2.2 – Tipos de movimentos de massa submarinos (Locat & Lee, 2002).....	8
Figura 2.3 – Relevo submarino da Bacia de Santos (Marinha do Brasil, 2018).....	11
Figura 2.4 – Campos de exploração do Pré-sal na Bacia de Santos (Petrobrás, 2018) .....	12
Figura 2.5 – Feição fisiológica da Bacia de Santos (Zalán & Oliveira, 2005).....	12
Figura 2.6 - Transições de um escorregamento submarino (adaptado de (Boylan, et al., 2009) .....	13
Figura 2.7 – Critérios para a modelagem de um deslizamento submarino (Locat & Lee, 2005).....	14
Figura 2.8 – Desenvolvimento de um debris flow submarino (Locat & Lee, 2009) .....	15
Figura 2.9 – Morfologia de fluxos de detritos submarinos e de correntes de turbidez (adaptado de (Sohn, et al., 2002) (1) Corrente de Turbidez associada a mudança de regime de fluxo de laminar para turbulento, (2) Separação da parte frontal do fluxo após a aquaplanagem, (3) fluxo principal, (4) Corrente de Turbidez associada ao desprendimento de material do fluxo principal .....	15
Figura 2.10 – Frente de fluxo de um debris flow submarino (Hance, 2003).....	18
Figura 2.11 – Deformação da cabeça de fluxo (Mohrig, et al., 1998). a) debris flow submarino sem ocorrência de aquaplanagem; b) levantamento da cabeça de fluxo; c) debris flow submarino com ocorrência de aquaplanagem.....	18
Figura 3.1- Experiência de placas paralelas de Newton.....	21

Figura 3.2 – Classificação reológica dos fluidos, Adaptado de (Steffe, 1996) .....	23
Figura 3.3 – Curvas de fluxo típicas dos principais modelos (Pileggi, 2001) .....	24
Figura 3.4 – Curva de fluxo de fluido bilinear (Locat, 1997) .....	25
Figura 3.5 – Plano imaginário PP cortando pontos de contato sólido-sólido, regiões de água adsorvida e regiões de água comum. ....	25
Figura 3.6 – (a) Curvas de Fluxo de fluido tixotrópico e fluido reopéxico; (b) Quebra de micro-estruturas dos fluidos tixotrópicos (Chhabra, 2010) .....	27
Figura 3.7 – Principais tipos de reômetros (Steffe, 1996).....	28
Figura 3.8 – Corte esquemático de uma geometria de cilindros concêntricos (Steffe, 1996).....	29
Figura 3.9 - Vane com 4 palhetas utilizado para a determinação da tensão de escoamento (Steffe, 1996).....	33
Figura 3.10 - Ensaio de palheta com taxa de cisalhamento constante.....	34
Figura 3.11 – (A) Curvas de fluxo para diferentes misturas de argila/areia; (B) Aumento exponencial na tensão de escoamento em função do aumento da taxa de argila/areia (Ilstad, et al., 2004).....	35
Figura 3.12 – Poro-pressão e pressão total em um debris flow submarino (Ilstad, et al., 2004) .....	36
Figura 3.13 – Morfologia da cabeça de fluxo na aquaplanagem (Ilstad, et al., 2004) ..	36
Figura 3.14 – Desprendimento de material da cabeça de fluxo para a formação da corrente de turbidez (Locat & Lee, 2002) .....	37
Figura 3.15 – Modelo de Bingham modificado com 3 regimes de fluxo, proposto por Jeong (2014) .....	38
Figura 3.16 – Gráfico de Casagrande com 16 amostras representativas .....	41
Figura 3.17 – Ensaio para a determinação do Teor de Carbono do solo.....	43
Figura 3.18 – Reômetro Brookfield RST-CC-SST, no caso mostrando os cilindros concêntricos para a determinação da curva de fluxo dos materiais .....	44

Figura 3.19- Geometrias disponíveis no LM2C: (a) de cilindros concêntricos (de cima para baixo) CCT-40, CCT-25, CCT-14, CCT-8; (b) de palheta (de cima para baixo) VT 20-10, VT 30-15, VT 60-30.....	46
Figura 3.20 – Módulo de controle e manutenção da temperatura .....	46
Figura 3.21 – Recipientes para controle de temperatura nos ensaios (a) cápsula térmica (ensaio de palheta); (b) jaqueta térmica (ensaio com os cilindros concêntricos)..	47
Figura 3.22 – Montagem do ensaio com geometria de palhetas .....	47
Figura 3.23 – Montagem do ensaio com cilindros concêntricos. (A) jaqueta térmica, (B) cilindro externo, (D) cilindro interno, (D) tampa da jaqueta térmica, (E) posição de encaixe das peças, (F) equipamento preparado com as mangueiras de entrada e saída do fluido térmico encaixadas .....	48
Figura 3.24 – (a) misturador tipo planetário; (b) mistura preparada; (c) grumos de argila marinha; (d) argila marinha preparada para o ensaio de palheta .....	50
Figura 3.25- Final do ensaio de cisalhamento com geometria de palheta .....	51
Figura 3.26 – Curvas de fluxo das 18 amostras de solo ensaiadas.....	52
Figura 3.27 – Comparação da tensão de escoamento do ensaio com CCS com a resistência ao cisalhamento do ensaio de palheta .....	53
Figura 3.28 – Tensão de escoamento x Resistência ao cisalhamento das 18 amostras de argila do marinha da Bacia de Santos .....	53
Figura 3.29 – Modelo reológico proposto .....	55
Figura 3.30 - Curva de correlação dos parâmetros do modelo proposto com o $I_L$ das amostras ensaiadas.....	57
Figura 3.31 - Verificação da validação do modelo proposto. (a) amostras do solo S1; (b) amostras do solo S3; (c) amostras do solo S5.....	60
Figura 4.1 – Mini-centrífuga de tambor da COPPE .....	70
Figura 4.2– (a) Corte transversal da caixa de ensaios; (b) Vista superior da caixa de ensaios com dois compartimentos (Pelissaro, 2018) .....	71

Figura 4.3 – Rampa com os transdutores instalados (Pelissaro, 2018).....	71
Figura 4.4 - Câmera GoPro 5 Hero Black, utilizada nos ensaios (Pelissaro, 2018).....	72
Figura 4.5 – Posição da instrumentação, sistema de dissipação de energia e das câmeras Go Pro.....	72
Figura 4.6 – Transdutores. (a) transdutores de poro pressão, (b) transdutor de tensão total.....	72
Figura 4.7 – Configuração do DAS (Pelissaro, 2018).....	73
<i>Figura 4.8 – Componentes da centrífuga reconfigurada: (a) Sistema de entrada de lama, (b) visão geral (i) DAS, (ii) folha de alumínio revestindo o canal central, propiciando assim uma iluminação difusa, (iii) mangueira do sistema de lançamento de lama (diâmetro interno de 51 mm), (iv) entrada da lama localizado na caixa de ensaios (v) placa de policarbonato separando a câmara molhada e a câmara seca (vi) sistema de iluminação com LED, (vii) caixa de contrapeso, (viii) caixa de ensaios, (ix) conectores dos transdutores.....</i>	<i>74</i>
Figura 4.9 – Parte externa do sistema de lançamento de lama, com conjunto de válvulas e câmara hiperbárica .....	74
<i>Figura 4.10 – Sistema utilizado para o lançamento da lama em voo. (i) reservatório de água para o contrapeso (ii) entrada de água da caixa de ensaios (iii) válvula de segurança (iv) conector da válvula de ar comprimido (v) câmara hiperbárica (vi) válvula de lançamento da lama (vii) válvula para impedir o retorno da lama pelo sistema de alimentação de água (viii) rolamento (ix) conector curvo de metal (x) caixa de ensaios (xi) caixa de contrapeso.....</i>	<i>75</i>
Figura 4.11 – Balão de borracha utilizado na câmara hiperbárica.....	75
Figura 4.12 – Preparação da amostra com speswhite e carvão.....	78
Figura 4.13 – Solenoide utilizado para a liberação da água da caixa de lastro e esvaziamento da caixa de ensaios .....	78
Figura 4.14 - Corte esquemático da centrífuga de tambor da COPPE .....	80
Figura 4.15 - Imagens e medidas de tensão total e poro pressão obtidos no ensaio w90_p0.9: (a) posição 1 (b) posição 2 .....	81

Figura 4.16 - (a) Caracterização da aquaplanagem do fluxo conforme descrito por Mohrig et al. (1998); (b) Aquaplanagem observada no ensaio w90_p0.9 (Pelissaro, 2018) .....	81
Figura 4.17 - Medidas de tensão total e poro pressão obtidos no ensaio w90_p0.8 para: (a) posição 1 (b) posição 2 .....	82
Figura 4.18 - Medidas de tensão total e poro pressão obtidos no ensaio w100_p0.8 para: (a) posição 1 (b) posição 2 .....	83
Figura 4.19 - Medidas de tensão total e poro pressão obtidos no ensaio w85_p1.1 para: (a) posição 1, (b) posição 2 .....	84
<i>Figura 4.20 – Dinâmica da aquaplanagem no fluxo de detritos submarino .....</i>	<i>85</i>
<i>Figura 4.21 – Correntes de fluxo obtida nas análises com o PIV .....</i>	<i>87</i>
Figura 4.22 - Aplicação do algoritmo de Sobel para a definição dos contornos.....	88
Figura 4.23 - Fluxograma da análise do comportamento do fluxo.....	89
Figura 4.24 – Curva de Fluxo da mistura com umidade de 100%. As duas linhas azuis mostram o ensaio com taxa de cisalhamento crescente (linha superior) e com taxa de cisalhamento decrescente (linha inferior). A linha vermelha é a curva de ajuste para o modelo de Bingham que tem como dados de origem somente os pontos do ensaio de rampa crescente.....	92
Figura 4.25 – Curva de Fluxo para a mistura com umidade de 90%. As duas linhas azuis mostram o ensaio com taxa de cisalhamento crescente (linha superior) e com taxa de cisalhamento decrescente (linha inferior). A linha vermelha é a curva de ajuste para o modelo de Bingham que tem como dados de origem somente os pontos do ensaio de rampa crescente.....	92
Figura 4.26 – Curva de Fluxo para a mistura de umidade de 85%. As duas linhas azuis mostram o ensaio com taxa de cisalhamento crescente (linha superior) e com taxa de cisalhamento decrescente (linha inferior). A linha vermelha é a curva de ajuste para o modelo de Bingham que tem como dados de origem somente os pontos do ensaio de rampa crescente.....	93
Figura 5.1 – Variação da função $f_1$ em função da umidade relativa do solo .....	98

Figura 5.2 – Variação da velocidade do fluxo em função da inclinação do talude e da distância percorrida .....	100
Figura 5.3 – Velocidade do fluxo x distância percorrida para diferentes inclinações do talude.....	101
Figura 5.4 - Variação da velocidade do fluxo em função da inclinação do talude e da distância percorrida considerando uma perda de massa constante de 0,5% da massa total por metro percorrido .....	102
Figura 5.5 - Velocidade do fluxo x distância percorrida para diferentes taxas de perda de massa – talude de 5° .....	103
Figura 6.1 - Elementos do Método dos Pontos Materiais (Serna, 2012).....	106
Figura 6.2 – Curva de Fluxo da mistura utilizada por Acosta (2015) .....	112
Figura 6.3 – Comparação entre o modelo numérico utilizando o SPH e o MPM .....	115
Figura 6.4 – Contornos das caixas de água e de lama do modelo numérico .....	119
Figura 6.5 – Representação da velocidade horizontal inicial aplicada como condição inicial da modelagem numérica.....	120
Figura 6.6 – Representação da fase aquosa e da lama no modelo numérico .....	121
Figura 6.7 – Modelo HBP (Adaptado de Fourtakas and Rogers, 2016).....	122
Figura 6.8 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w85_1.1. Tempo transcorrido no modelo numérico, $t = 0,05s$ (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa.....	124
Figura 6.9 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w85_1.1. Tempo transcorrido no modelo numérico, $t = 0,10 s$ (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa.....	124
Figura 6.10 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w85_1.1. Tempo transcorrido no modelo numérico, $t = 0,15 s$ (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa.....	125

- Figura 6.11 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w85\_1.1. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,30$  s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa..... 125
- Figura 6.12 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w90\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,05$ s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa..... 126
- Figura 6.13 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w90\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,08$  s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa..... 127
- Figura 6.14 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w90\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,12$  s (a) ldp, (b) Velocidade horizontal da lama, (c) velocidade vertical da fase aquosa..... 128
- Figura 6.15 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w90\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,30$  s (a) ldp, (b) Velocidade horizontal da lama, (c) velocidade vertical da fase aquosa..... 129
- Figura 6.16 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w100\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,05$ s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa..... 130
- Figura 6.17 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w100\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,10$  s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa..... 131
- Figura 6.18 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w100\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,15$  s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa..... 131
- Figura 6.19 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w100\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,30$  s (a) ldp, (b) Velocidade horizontal da lama, (c) velocidade vertical da fase aquosa..... 132

# LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1- Misturas utilizadas por Acosta (2015) .....	20
Tabela 2.2 – Resultados em relação a ocorrência da aquaplanagem (Acosta, 2015) .	20
Tabela 3.1 – Resultado dos ensaios de caracterização e determinação dos Limites de Atterberg da argila marinha estudada .....	40
Tabela 3.2 – Resultado do ensaio de teor de carbono .....	42
Tabela 3.3 - Geometria de palheta existentes no LM2C - COPPE .....	45
Tabela 3.4 – Geometria de cilindros concêntricos existentes no LM2C - COPPE .....	45
Tabela 3.5 – Resultado dos parâmetros .....	56
Tabela 3.6 – Comparação dos parâmetros a e b encontrados por Locat (1997) com os parâmetros encontrados para a argila marinha da Bacia de Santos .....	58
Tabela 4.1- Leis de escala convencionais (Schofield, 1980).....	65
Tabela 4.2 - Leis de escala, segundo GUE (2012) para modelagem centrífuga de corridas de fluxo .....	67
Tabela 4.3 - Leis de escalas adaptadas de Mei et al. (2018) para a modelagem de corridas de fluxos submarinos .....	68
Tabela 4.4- Comparação entre diversos estudos das propriedades físicas do speshite (Fernandes, 2018) .....	76
Tabela 4.5 – Resumo dos ensaios estudados .....	77
Tabela 4.6 - Análise do fluxo pelo número de Reynolds .....	91
Tabela 4.7 - Análise segundo o número de Froude .....	94
Tabela 6.1 – Condições iniciais impostas na modelagem numérica.....	120
Tabela 6.2 – Parâmetros utilizados na modelagem numérica .....	122

## LISTA DE SÍMBOLOS

$c_v$	Coefficiente de adensamento do solo ( $m^2/s$ )
$S_u$	Resistência não-drenada ao cisalhamento (Pa)
$p_f$	Pressão hidrodinâmica ou pressão de estagnação (Pa)
$p_d$	Componente da força gravitacional (N)
$\rho_w$	Massa específica da água ( $g/cm^3$ )
$v_f$	Velocidade frontal da massa deslizante (m/s)
$\rho_d$	Densidade do solo ( $g/cm^3$ )
$g$	Aceleração da gravidade ( $m/s^2$ )
$h_a$	Espessura média do deslizamento (m)
$\beta$	Ângulo de inclinação do talude marinho ( $^\circ$ )
$h_h$	Espessura média da cabeça do fluxo de detrito (m)
$Idp$	Identificação da partícula
$s$	Ponto de estagnação
$F_{rd}$	Número densimétrico de Froude
$\rho$	Densidade ( $g/cm^3$ )
$l$	Distância percorrida pelo fluxo (m)
$\dot{\gamma}$	Taxa de cisalhamento ( $s^{-1}$ )
$F$	Força resultante da pressão de estagnação (N)
$A$	Ponto onde atua a força resultante da pressão de estagnação
$\tau$	Tensão de cisalhamento (Pa)
$\tau_0$	Tensão de escoamento do material (Pa)
$\mu$	Viscosidade (Pa.s)
$k_1$	Constante empírica do modelo reológico
$k_2$	Constante empírica do modelo reológico
$k_3$	Constante empírica do modelo reológico
$k_4$	Constante empírica do modelo reológico
$\dot{\gamma}_0$	Taxa de cisalhamento na transição ( $s^{-1}$ )
$M$	Torque (N.m)
$\Omega$	Velocidade angular do cilindro (rad/s)
$h$	Altura do cilindro (cm)
$R_b$	Raio do cilindro (cm)

$R_c$	Raio interno do copo (cm)
$u$	Velocidade linear do cilindro em r (m/s)
$\omega$	Velocidade angular do cilindro (rad/s)
$K$	Variável empírica para fluidos que obedecem a Lei de potência
$n$	Variável empírica para fluidos que obedecem a Lei de potência
$M_{min}$	Torque mínimo para que a tensão de escoamento exceda a de escoamento (N.m)
$\tau_0$	Tensão de cisalhamento ao longo da superfície do cilindro de revolução (Pa)
$\tau_e$	Tensão de cisalhamento na superfície superior e inferior do cilindro de ruptura da palheta (Pa)
$\dot{\gamma}_c$	Taxa de cisalhamento crítica ( $s^{-1}$ )
$\tau_c$	Tensão de escoamento crítica (Pa)
$l_L$	Índice de Liquidez
$w_n$	Umidade da amostra n (%)
$a$	Parâmetro empírico para correlação da tensão de escoamento com o índice de liquidez
$b$	Parâmetro empírico para correlação da tensão de escoamento com o índice de liquidez
$N$	Nível de aceleração g
$\sigma_v$	Tensão vertical (Pa)
$h_m$	Profundidade (m)
$\rho(\vec{x}, t)$	Massa específica de um ponto material ( $g/cm^3$ )
$\vec{a}(\vec{x}, t)$	Aceleração de um ponto material ( $m/s^2$ )
$\vec{v}(\vec{x}, t)$	Velocidade de um ponto material (m/s)
$\sigma(\vec{x}, t)$	Tensor de tensão de Cauchy (Pa)
$\vec{b}(\vec{x}, t)$	Força de campo específica (N)
$P$	Quantidades de partículas
$S_{gp}$	Função de forma da malha
$G_{gp}$	Gradiente da função de forma
$m_j$	Massa individual da partícula (Kg)
$V$	Espaço ( $m^3$ )
$W$	Função de Kernel que deve ser normalizada
$h$	Comprimento de “suavização” (m)

# LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ANP	Agência Nacional do Petróleo
CCS	Sistema de cilindros concêntricos
CFL	Current-Friedrichs-Lewy
COPPE	Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia
CPU	Central Process Unit
DAS	Data Acquisition System
EUA	Estados Unidos da América
GPU	Graphics Processing Unit
HBP	Herschel-Bulkley for pastes
LM2C	Laboratório Multiusuário de Modelagem Centrífuga da COPPE
MEF	Método dos Elementos Finitos
MPM	Método dos Pontos Materiais
ms	Milissegundo
ONU	Organizações das Nações Unidas
PIC	Particle in Cell
PVC	Policloreto de polivinila
PIV	Particle Image Velocimetry
s	Segundos
SPH	Smoothed Particle Hydrodynamics
UENF	Universidade Estadual do Norte Fluminense
UFRJ	Universidade Federal do Rio de Janeiro

USCS

Sistema Unificado de Classificação de Solos

# 1 INTRODUÇÃO

## 1.1 Justificativa

A importância econômica dos estudos da integridade das estruturas “*offshore*” frente à ação dos fluxos de detritos submarinos aumenta à medida que as fronteiras marítimas são estendidas, e novas regiões são exploradas para atividades como a geração de energia, a produção de petróleo e gás, entre outras. Severos acidentes já ocorridos na indústria do petróleo impulsionaram a criação e fomento de agências ambientais atuantes na mitigação e prevenção de acidentes.

Nas décadas recentes, a modelagem física em centrífuga geotécnica tem se tornado um método de estudo experimental que permite o estudo de uma ampla gama de problemas geotécnicos sob condições de tensões e deformações reais (Madabhushi, 2014). Ensaio em modelos centrífugos podem fornecer informações necessárias para melhorar o entendimento dos mecanismos básicos de ruptura de taludes submarinos e desenvolvimento dos fluxos de detritos, provendo resultados experimentais essenciais para a validação de métodos analíticos e modelos numéricos. Essa importância se multiplica no caso do estudo dos fluxos submarinos, tendo em vista que o monitoramento de eventos reais é uma tarefa quase impossível.

Entretanto, apesar do desenvolvimento crescente na modelagem física em centrífugas geotécnicas, os estudos com simulação do fluxo de detritos em ambiente subaquático utilizando o canal da centrífuga de tambor são ainda incipientes. As leis de modelagem para esse tipo de problema só foram propostas recentemente Gue (2012) em sua tese de doutoramento na Universidade de Cambridge, e reformuladas por Yin (2018), o que deixa ainda muito campo a ser estudado, e várias lacunas de conhecimento a serem preenchidas, justificando assim a realização da presente pesquisa.

## 1.2 Relevância

A plataforma continental brasileira possui uma extensão de 3,5 milhões de km<sup>2</sup>, e ainda pleiteia junto a ONU (Itamaraty, 2018) a sua extensão em mais 900 mil km<sup>2</sup>. Caso isso ocorra, a área da plataforma marítima equivalerá a mais da metade da área da área continental do Brasil. Essa região é rica em sua biodiversidade, e com a exploração de petróleo em águas profundas, mais particularmente com a descoberta do pré-sal, a sua importância aumentou, sendo hoje conhecida como Amazônia Azul.

A Figura 1.1 mostra a evolução das reservas de petróleo na plataforma continental, sendo que na legenda da figura 1P se refere às reservas comprovadas e 3P ao conjunto das reservas comprovadas, prováveis e possíveis. Como se pode ver, as reservas comprovadas do pré-sal já são equivalentes às reservas da região do pós-sal. Contudo, em termos de expectativas (3P), o pré-sal ultrapassa os valores previstos do pós-sal, mostrando a importância dessas reservas.

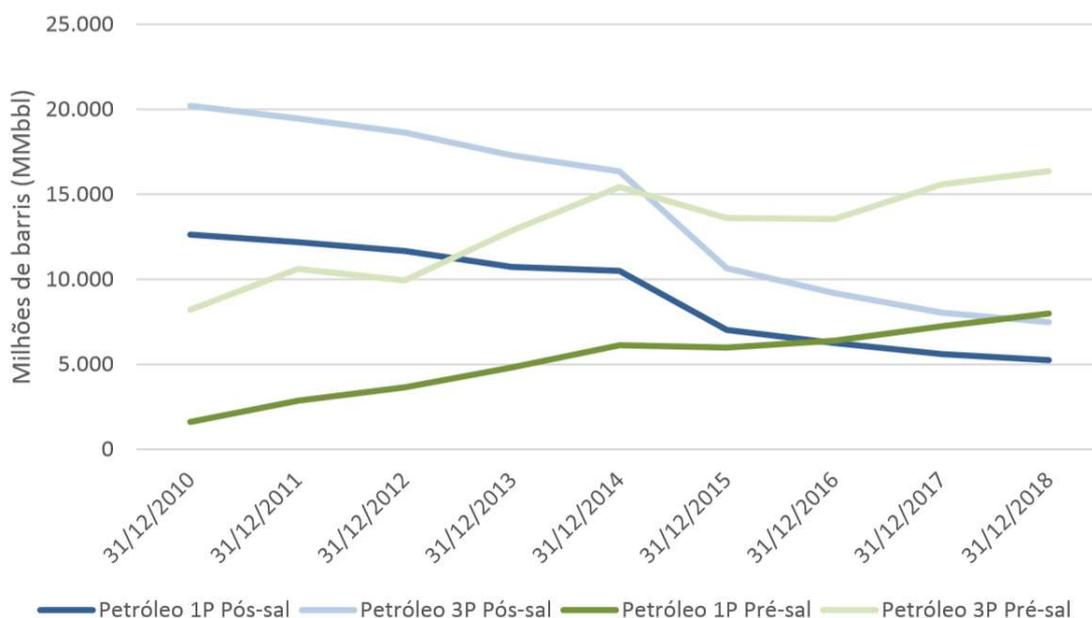


Figura 1.1 – Dados de reservas brasileiras de petróleo, sendo que 1 MMbbl representa um milhão de barris de petróleo (ANP - Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis, 2019)

A Figura 1.2 também mostra a produção e projeção futura de petróleo do pré e do pós sal, conforme dados da Empresa de Pesquisa Energética, ligada ao Ministério de Minas e Energia. Percebe-se que, desde janeiro de 2014, a produção do pós-sal tem se reduzido significativamente, enquanto a produção de petróleo na região do pré-sal praticamente triplicou, garantindo ao país a manutenção da produção diária.

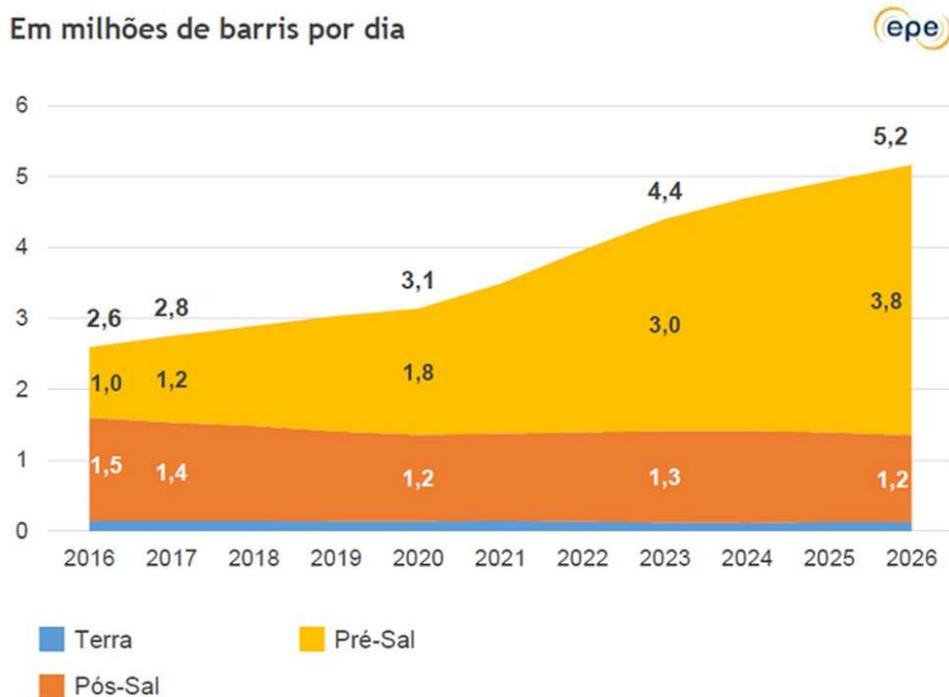


Figura 1.2 – Evolução da produção brasileira de petróleo (Pré-sal e Pós-sal)  
 Fonte: (EPE - Empresa de Pesquisas Energéticas (MMA), 2016)

### 1.3 OBJETIVOS DA PESQUISA

#### 1.3.1 OBJETIVOS GERAIS

O objetivo geral da presente pesquisa é obter um melhor entendimento do desenvolvimento dos fluxos de detritos submarinos, através da modelagem centrífuga, de estudos reológicos e de modelagem numérica.

#### 1.3.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

São os seguintes os objetivos específicos desta pesquisa:

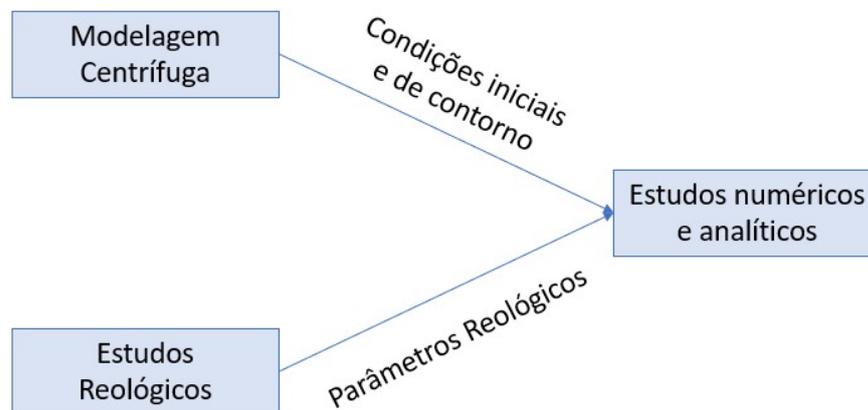
- Configuração da mini-centrífuga de tambor monitorada com câmeras e transdutores de tensão total e poro-pressão instalados no fundo do canal, possibilitando a simulação de fluxos de detritos submarinos em ambiente de 40g;
- Entendimento do desenvolvimento dos fluxos de detritos submarinos através da análise de imagens de diferentes tipos de fluxos, submetidos a condições iniciais distintas;
- Caracterização da aquaplanagem utilizando a comparação da leitura dos transdutores de poro pressão e tensão total, e da constatação do levantamento da cabeça de fluxo conforme prevê a literatura específica;

- Proposição de uma metodologia para a análise da evolução dos fluxos de detritos submarinos com o uso conjugado dos números de Froude e de Reynolds. Através do estudo desses dois adimensionais é possível antever a formação de correntes de turbidez e a aquaplanagem do fluxo de detritos;
- Estudo da correlação entre os parâmetros geotécnicos do solo com os seus parâmetros reológicos, possibilitando assim a proposição de um modelo reológico que seja sensível as alterações do material durante a ocorrência de uma corrida de fluxo;
- Estudo de modelos numéricos sem malha, especificadamente o MPM e o SPH, e modelagem numérica do estudo realizado por Acosta (2015) para a comparação dos resultados obtidos nos dois métodos;
- Modelagem numérica de alguns dos ensaios realizados nessa pesquisa com o uso do SPH, que se mostrou mais próximo ao tipo de problema estudado.

#### **1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO**

Essa pesquisa foi realizada no Laboratório Multiusuário de Modelagem Centrífuga – LM2C da COPPE-UFRJ (Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa em Engenharia) o qual, desde 1996 tem estudado os mais diversos problemas geotécnicos (Almeida, et al., 2016). As pesquisas na área de debris flows submarinos em centrífuga geotécnica foram iniciadas com o trabalho de Acosta (2015), fruto de uma parceria da COPPE-UFRJ com a UENF. Os ensaios centrífugos relatados na presente tese foram realizados em paralelo a uma pesquisa de mestrado (Pelissaro, 2018). Adicionalmente, com apoio da PETROBRAS, estão também em andamento outras pesquisas de doutorado em temas correlatos: Instabilidade sísmica de taludes submarinos em cânions em solos homogêneos (Mollepaza, 2019), em cânions com camadas fracas (Souza Jr, 2020) e em taludes suaves com camadas fracas (Camelo, 2021), sendo que alguns destes resultados serão comparados com análises numéricas (Borges, 2020).

O estudo desenvolvido no presente trabalho envolveu 3 assuntos distintos, conforme mostrado na Figura 1.3: modelagem centrífuga, estudos reológicos e modelagem numérica, sendo que para a análise global do problema, o resultado obtido em cada um dos estudos foi usado como subsídio, ou corroborou com as respostas obtidas nos demais. Visando um melhor entendimento e organização do trabalho, a revisão bibliográfica de cada tema está incluída no respectivo capítulo.



*Figura 1.3 – Estrutura da pesquisa*  
 Fonte: Exame de qualificação de Hotta, 2016

Sendo assim, a tese fica assim dividida:

Capítulo 1 – INTRODUÇÃO – Nesse capítulo são apresentadas a relevância e justificativas para a realização da pesquisa, os objetivos gerais e específicos da tese, e a organização do trabalho.

Capítulo 2 – FLUXOS DE DETRITOS SUBMARINOS – Nesse capítulo são apresentados os principais conceitos ligados ao estudo dos fluxos de detritos submarinos, os mecanismos de disparo, as fases de um fluxo de detritos submarino, as principais pesquisas já realizadas sobre o assunto, e o conceitos relacionados à aquaplanagem.

Capítulo 3 – ESTUDOS REOLÓGICOS – Inicialmente, nesse capítulo é apresentada uma revisão bibliográfica do assunto com a apresentação dos principais modelos reológicos utilizados para o estudo de fluxos de lama ou fluxos de detritos. Também é apresentado um estudo de amostras de argila marinha provenientes da Bacia de Santos, onde se propõe um novo modelo reológico para essas argilas. Esse modelo tem como principal característica a correlação entre os parâmetros geotécnicos e reológicos de um solo natural. Além disso, a única variável do modelo matemático é a umidade do material, sendo possível a atualização dos parâmetros reológicos durante a modelagem numérica de um fluxo de detritos.

No caso da presente pesquisa, o estudo dos parâmetros reológicos foi fundamental para aprofundar o entendimento da dependência dos mesmos no desenvolvimento dos fluxos de detritos. Entretanto, de forma a viabilizar a parametrização dos diferentes ensaios, a modelagem física foi realizada com a argila “*speswhite*” usada.

Capítulo 4 – ENSAIOS CENTRÍFUGOS – No capítulo é apresentada a importância da modelagem centrífuga para a realização de estudos geotécnicos e sua aplicabilidade nas simulações dos fluxos de detritos submarinos. Após a revisão bibliográfica é mostrada a nova configuração da centrífuga de tambor da COPPE para a realização dos ensaios, com a especificação dos novos componentes e sistemas empregados.

A seguir, foi explicada a metodologia utilizada para a realização dos ensaios, e realizada uma discussão sobre a validade das leis de escala já propostas e sobre a influência do efeito de Coriolis e da variação do campo inercial durante o ensaio.

Por fim, são apresentados os principais resultados obtidos na simulação, considerando: a análise das imagens, onde foi possível observar a ocorrência da aquaplanagem, e a análise da leitura dos transdutores de tensão total e de poro pressão, culminando na proposta de uma metodologia para a análise do desenvolvimento de fluxos de detritos ou correntes de turbidez após uma ruptura de talude submarino.

Capítulo 5 – ESTUDOS COMPLEMENTARES POR MÉTODOS ANALÍTICOS - Este capítulo tem por objetivo propiciar o entendimento de algumas questões que não puderam ser analisadas na modelagem centrífuga. Entre estas questões citam-se a influência da inclinação do talude e a perda de massa na mistura.

Capítulo 6 – MODELAGEM NUMÉRICA – Nesse capítulo serão apresentados os principais modelos numéricos, destacando-se a vantagem e a desvantagem de cada um desses modelos para os diferentes tipos de problemas, destacando-se dois métodos sem malha, o MPM (*Material Point Method*) e o SPH (*Smoothed Particle Hydrodynamics*). Para a comparação e validação dos dois métodos para o estudo de fluxos de detritos submarinos foi realizada uma modelagem numérica baseada nos ensaios realizados por Acosta (2015).

Após a comparação entre os resultados obtidos foi realizada a simulação e análise qualitativa de três dos quatro ensaios centrífugos dessa pesquisa.

Capítulo 7 – CONCLUSÕES – Baseados nos objetivos estabelecidos no início da pesquisa, nesse capítulo são apresentadas as conclusões parciais de cada capítulo, considerações finais, e sugestões para trabalhos futuros.

## 2 FLUXOS DE DETRITOS SUBMARINOS

Os movimentos de massa, nos quais incluem-se os fluxos de detritos submarinos, têm causado ao longo da história recente impactos catastróficos para as comunidades e infraestruturas costeiras. Locat e Lee (2002) cita, por exemplo, que no ano de 1929 um terremoto gerou um fluxo de detritos que destruiu cabos submarinos de comunicação que distavam de 1000 km do epicentro. Outro caso mais recente ocorreu em 1998, quando um terremoto iniciou um deslizamento submarino que provocou um tsunami, matando cerca de 2500 pessoas em Papua Nova Guiné.

Considerando a escala geológica de tempo, os deslizamentos submarinos são eventos que ocorrem com grande frequência, o que denota grandes riscos para as estruturas *offshore*. (Locat e Lee, 2005; Zhao, 2014; Talling et al., 2012; Satake, 2012) Sendo assim, a compreensão do desenvolvimento desses fenômenos e suas consequências têm sido foco de vários grupos de pesquisa no mundo.

### 2.1 Conceito e classificação dos movimentos de massa submarinos

Segundo Takahashi (2007), os fluxos de detritos (ver Figura 2.1) consistem em uma mistura de sedimentos e água, sendo o mesmo governado pela força da gravidade, e que desenvolvem alta mobilidade devido ao grande número de espaços vazios saturados com água e lama.

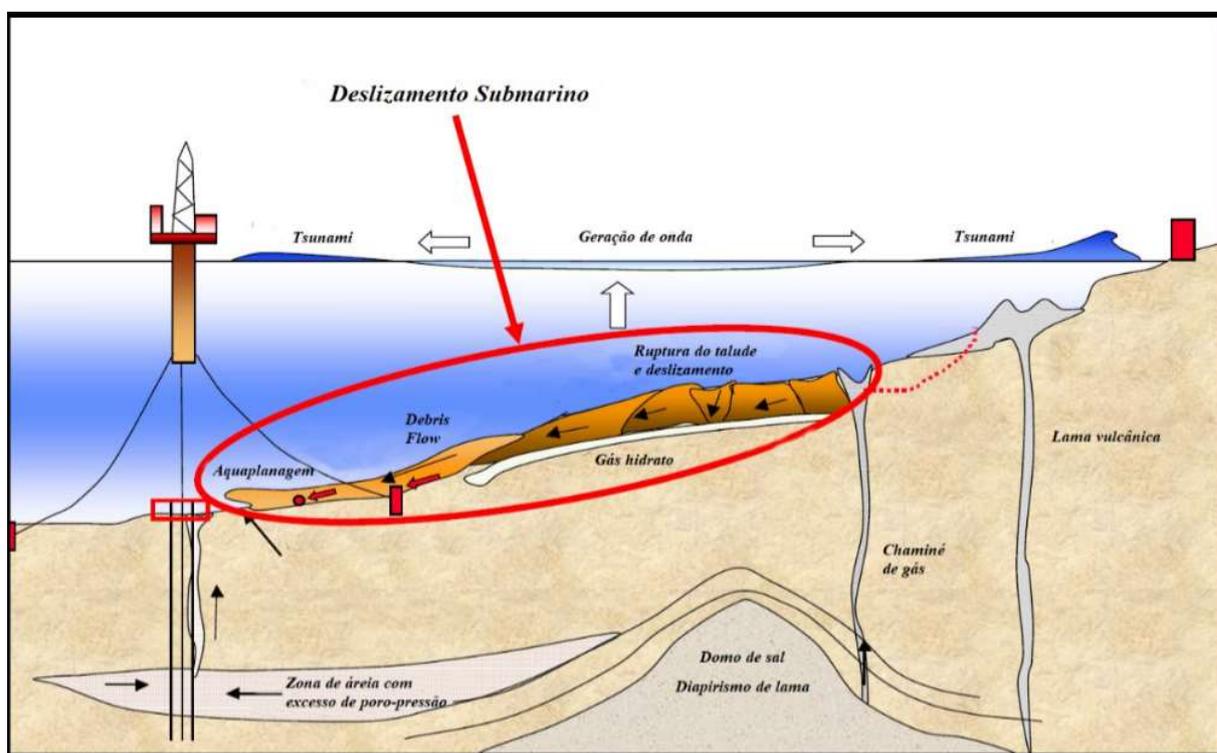


Figura 2.1 – Debris Flow Submarino e riscos envolvidos (Gue, 2012)

Locat e Lee (2002) dividem os movimentos de massa submarinos segundo a classificação apresentada na Figura 2.2. Os principais tipos de movimento estudados nessa pesquisa são os fluxos de detritos (*debris flow*), fluxos de lama (*mud flow*) e correntes de turbidez (destacadas por uma elipse na Figura 2.2)

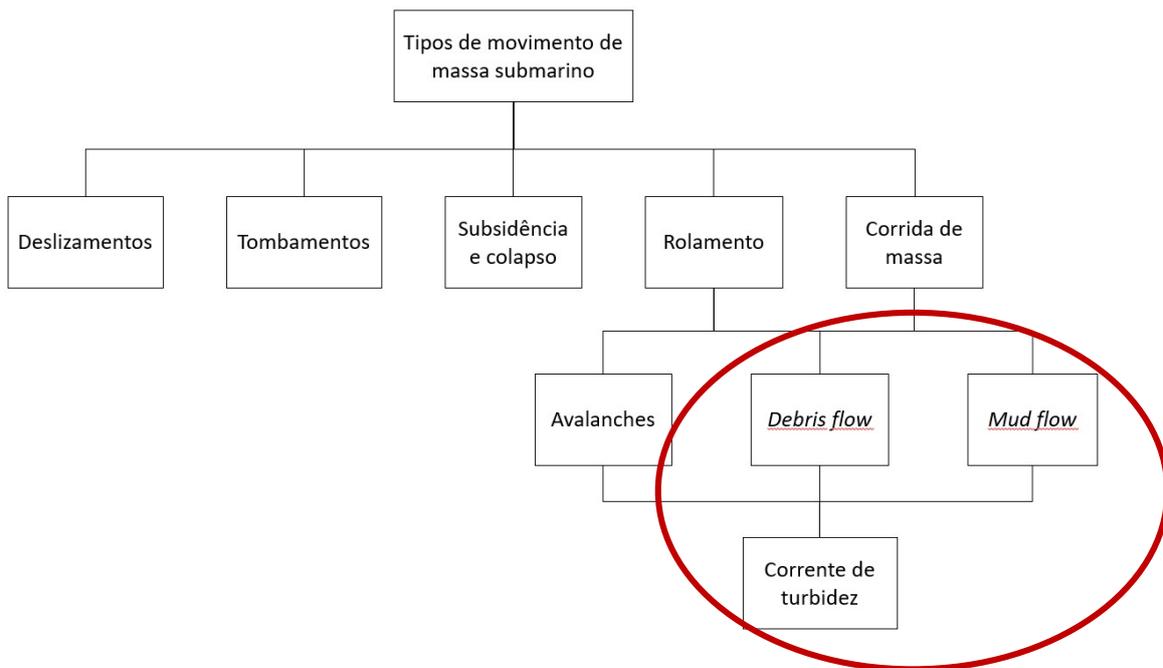


Figura 2.2 – Tipos de movimentos de massa submarinos (Locat & Lee, 2002)

## 2.2 Mecanismos de disparo

Segundo Locat e Lee (2009), os movimentos de massa submarinos podem ser iniciados tanto pelo aumento das tensões cisalhantes atuantes no talude, quanto pela redução da resistência ao cisalhamento do mesmo (ou pela combinação de ambos os fatores). Qualquer um desses fatores leva a uma redução do fator de segurança do talude submarino, podendo provocar a sua ruptura. Os principais mecanismos de disparo apresentados pela literatura são:

### 2.2.1 Terremotos

A incidência de terremotos, muito comuns na região offshore do Brasil (Almeida, 1998), é um importante mecanismo de disparo para a ocorrência de fluxos de detritos submarinos. Isso porque os terremotos induzem o aumento das tensões cisalhantes podendo estas se tornarem maiores do que a resistência ao cisalhamento dos sedimentos saturados. Segundo Kvalstad, et al. (2005), as tensões de cisalhamento induzidas pelo terremoto geram excesso de poro pressão levando à redução da tensão efetiva e, portanto, ao início da falha (e.g.,

Deptuck, et al., 2007; Ratzov, et al., 2007; Arzola, et al., 2007; Urgeles, et al., 2007; Cauchon-Voyer, et al., 2007)

### **2.2.2 Hidratos de gás**

O *permafrost*, também conhecido como gelo combustível, por ser rico em hidrato de metano, é um tipo de solo encontrado na região do Ártico e no fundo marinho, onde as temperaturas são negativas. Com o aumento da temperatura ocorre o descongelamento do material, que libera grande quantidade deste gás combustível. O grande problema relacionado a esse descongelamento é que essa liberação de gás provoca um aumento brusco nas poro pressões e a conseqüente redução da resistência ao cisalhamento do solo, o que pode levar ao deslizamento submarino (e.g., Crutchley, et al., 2016; Priest e Grozic, 2016; Torbahn e Huhn, 2014).

### **2.2.3 Ondas**

Henkel (1970), Prior (1984), Hampton (1996), Locat e Lee (2002) citam as ondas como uma das causas da iniciação de deslizamentos de submarinos. A pressão sobre o leito marinho exercida pela onda provoca esforços nos sedimentos inferiores, que podem ser sentidas horizontalmente, verticalmente e, o mais importante, na direção do plano de cisalhamento. Porém, essa interação com o fundo marinho só ocorre em águas rasas e intermediárias.

### **2.2.4 Acúmulo de sedimentos**

A acumulação rápida de sedimentos propicia a falha do talude de diversas formas. Primeiramente com a sobrecarga causada pelo peso dos sedimentos, gerando excesso de poro pressões. Quando o processo de adensamento é lento, como nos casos em que o coeficiente de adensamento do solo ( $c_v$ ) é baixo, o aumento da carga ocorre em uma velocidade maior do que o aumento de resistência do talude, podendo provocar rupturas. Outra causa de falhas é a tendência de maior acúmulo de sedimentos no topo dos taludes (e.g. Christian, et al., 1994).

### **2.2.5 Processos erosivos**

Processos erosivos são frequentes em canais marítimos profundos e cânions submarinos. Essa erosão provoca a redução do fator de segurança e pode provocar a ruptura do talude.

### **2.2.6 Vulcanismo**

A atividade vulcânica é um dos causadores de movimentos de massa submarina (Hasiotis, et al., 2007). Várias ilhas vulcânicas, entre elas as ilhas havaianas, foram formadas sobre camadas pré-existentes de sedimentos pelágicos. Esses sedimentos, de granulação fina, acumulados no assoalho oceânico em águas profundas provocam a formação de *weak layers* (Dietrich, 1988), que podem conter excesso de poro-pressão acumulada por milhões de anos. Nessas condições, a pressão do magma atua como o principal mecanismo de disparo dos deslizamentos submarinos.

### **2.2.7 Diapirismo**

Qualquer deformação tectônica, ou diapirismo, que resulte no aumento da inclinação do leito marinho, provoca a redução do fator de segurança dos taludes e aumenta a probabilidades de rupturas dos taludes submarinos (Locat & Lee, 2005).

### **2.2.8 Atividades humanas**

As construções feitas pelo homem ao longo da costa, ou no leito marinho aumentam o potencial de ocorrência de deslizamentos submarinos. Tipicamente os desastres são provocados pela redistribuição das tensões, o que causa os escorregamentos. Um exemplo foi o deslizamento ocorrido em Nice (1979), quando um aterro construído sobre o leito marinho para a ampliação do aeroporto de Nice se rompeu, provocando um fluxo de detritos submarino e um tsunami com ondas de até 3 m (Seed, et al., 1988; Dan, et al., 2007).

## **2.3 Morfologia da plataforma submarina Sul-americana oriental**

Em relação ao relevo submarino, a Bacia de Santos, assim como toda a costa oriental sul-americana (Figura 2.3) é composto pela: Plataforma, Talude, Platô ou Terraço, Elevação continental e Planície abissal. As reservas do pré-sal estendem-se por toda a Bacias de Santos, de Campos e do Espírito Santo, porém segundo estudos da ANP, as maiores reservas se localizam na Bacia de Santos (Figura 2.4).

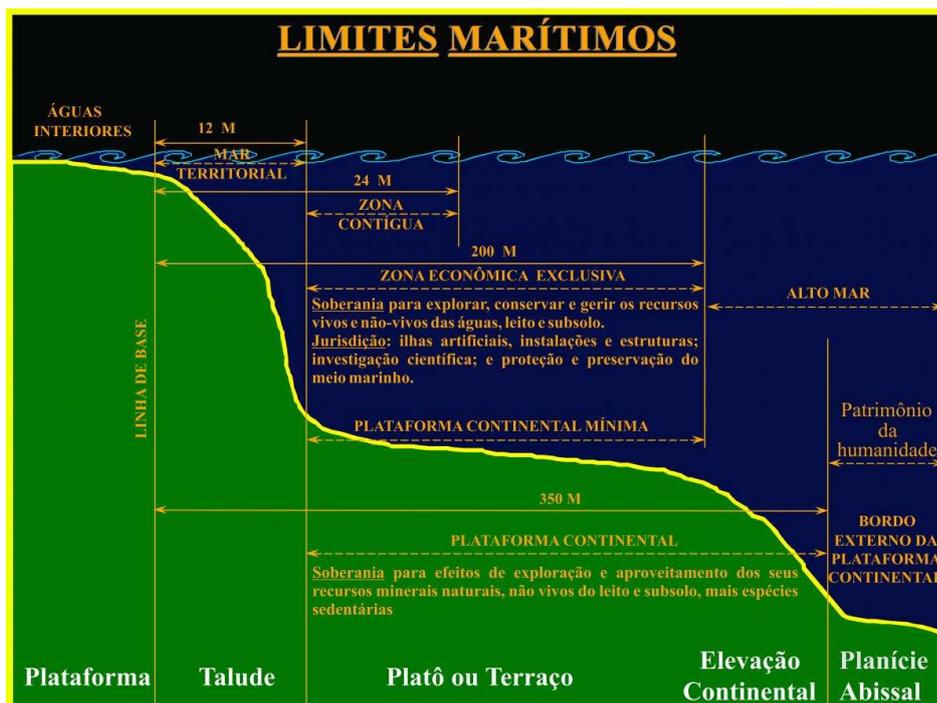


Figura 2.3 – Relevo submarino da Bacia de Santos (Marinha do Brasil, 2018)

Comparando-se a Figura 2.4 com a Figura 2.5, verifica-se que a área do pré-sal da Bacia de Santos encontra-se em uma feição fisiográfica denominada Platô de São Paulo, que se estende desde o sul da cadeia Vitória-Trindade até a Dorsal de São Paulo, compondo aproximadamente 1000 km de comprimento e larguras de 150 km e 550 km em Campos e Santos (Zalán & Oliveira, 2005).



Figura 2.4 – Campos de exploração do Pré-sal na Bacia de Santos (Petrobrás, 2018)

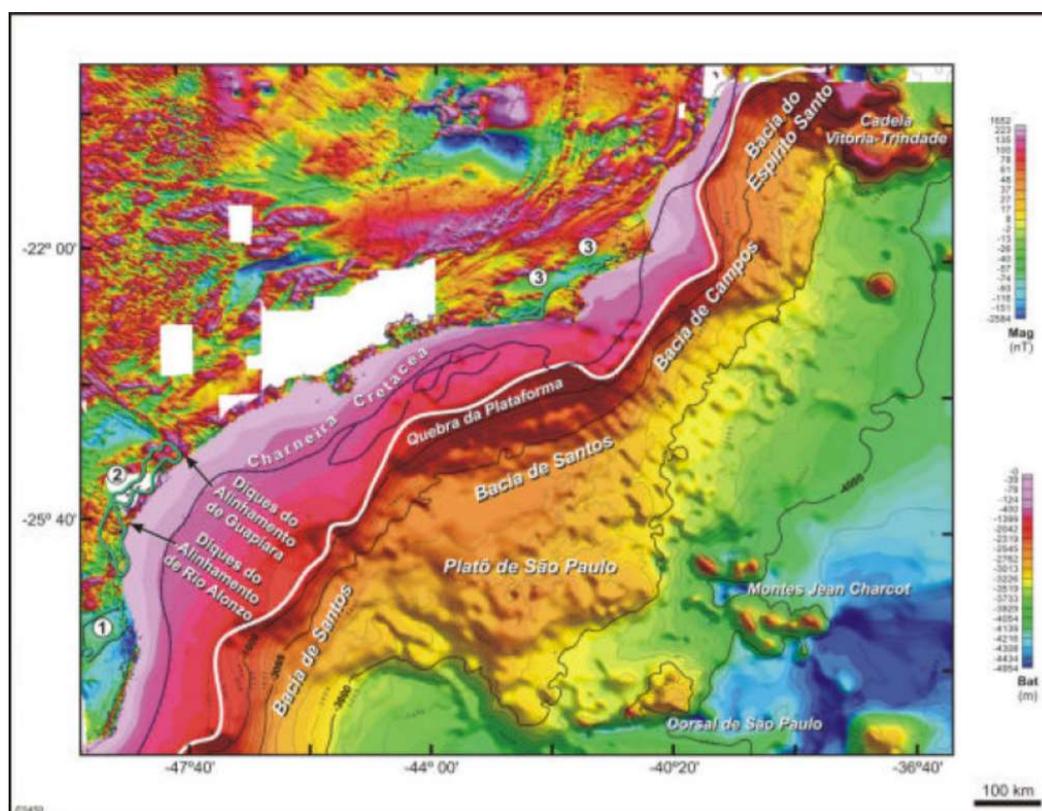


Figura 2.5 – Feição fisiológica da Bacia de Santos (Zalán & Oliveira, 2005)

Esse platô fica localizado após o talude da plataforma continental da Bacia de Santos, que possui um histórico de atividades sísmicas, sendo que em 2008 a região foi o hipocentro

de um abalo sísmico que atingiu 5,2 na escala Richter. O hipocentro foi em um ponto a 17 mil metros abaixo do nível do mar, e as ondas sísmicas puderam ser sentidas nos estados de São Paulo, Minas Gerais, Rio de Janeiro, Paraná e Santa Catarina (Setor de Ciências da Terra - Centro Politécnico, UFPR, 2018).

A ocorrência desses eventos pode gerar instabilidades nos taludes, e consequentemente, iniciar fluxos de detritos submarinos. Estudos mostram que esses fluxos podem percorrer centenas de quilômetros, colocando em risco não só estruturas *offshore* utilizadas para exploração de petróleo, cabos de comunicação, mas também podendo provocar tsunamis em outras partes do mundo.

## 2.4 Fases de um fluxo de detritos submarinos

Os estudos de Boylan, et al. (2009) mostram que o desenvolvimento dos fluxos de detritos submarino pode ser dividido nas seguintes fases: iniciação, com a ruptura do talude; transformação do material e desenvolvimento do fluxo; geração da corrente de turbidez e do fluxo propriamente dito; e deposição final do material. O desenvolvimento está ilustrado na Figura 2.6, onde percebe-se a transformação pela qual passa o material deslizado. Um dado importante é que a resistência ao cisalhamento do solo que compõe o fluxo pode variar em até 100 vezes entre as condições inicial e final. A linha vertical vermelha indica o limite do escopo da pesquisa, que contempla apenas os fluxos de detritos submarinos em taludes de pequenas inclinações.

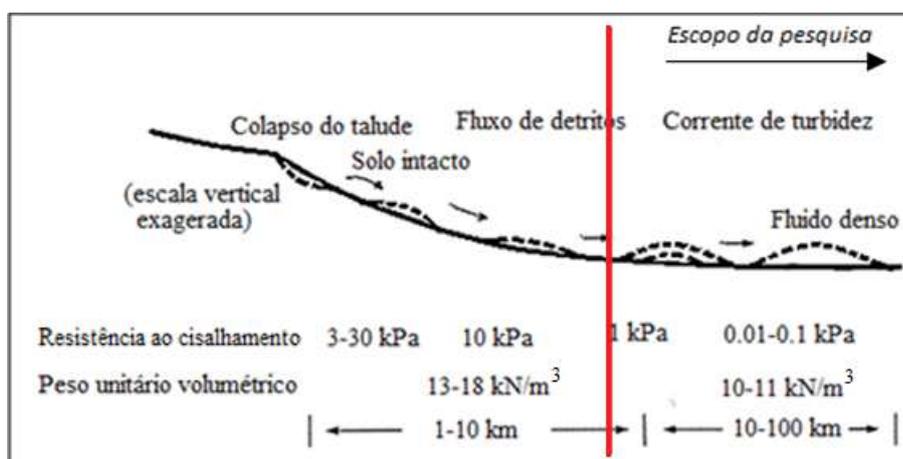


Figura 2.6 - Transições de um escorregamento submarino (adaptado de (Boylan, et al., 2009))

A fase de iniciação, que envolve o mecanismo de disparo do deslizamento, é estudada com base nos modelos constitutivos da mecânica dos solos, pois o material ainda não incorporou muita água e as deformações ainda são pequenas.

A transformação e o desenvolvimento do fluxo ocorrem com o amolgamento do material e incorporação de água, o que provoca a redução da resistência do solo. A Figura 2.7 ilustra

as diferentes abordagens do problema. Com o desenvolvimento do fluxo e redução da concentração de sólidos, o material se transforma em um fluido, ou no caso de solo granular, em um fluido hiperconcentrado, e nesse caso, a análise passa a ser realizada utilizando as leis da mecânica dos fluidos.

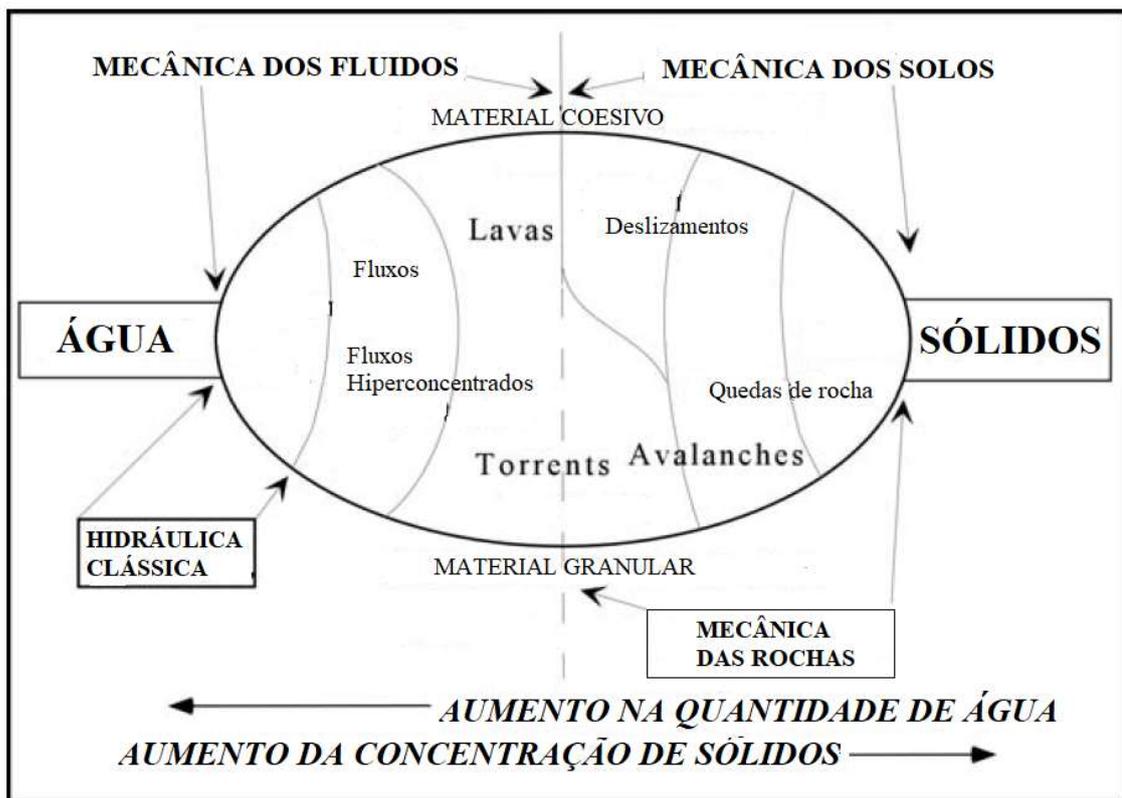


Figura 2.7 – Critérios para a modelagem de um deslizamento submarino (Locat & Lee, 2005)

A distância total percorrida pelo fluxo e a deposição do material vai depender, dentre outros fatores, da transformação do material. Se a desestruturação do material for rápida, e caso ocorra a rápida incorporação de água (Figura 2.8), o fluxo poderá percorrer maiores distâncias devido a redução da resistência ao cisalhamento. Se a transição ocorrer de forma lenta, a resistência remanescente do material será relativamente alta, e o deslizamento poderá se constituir de um escorregamento de bloco, reduzindo a distância percorrida. Um outro evento que pode ocorrer é a formação das correntes de turbidez.

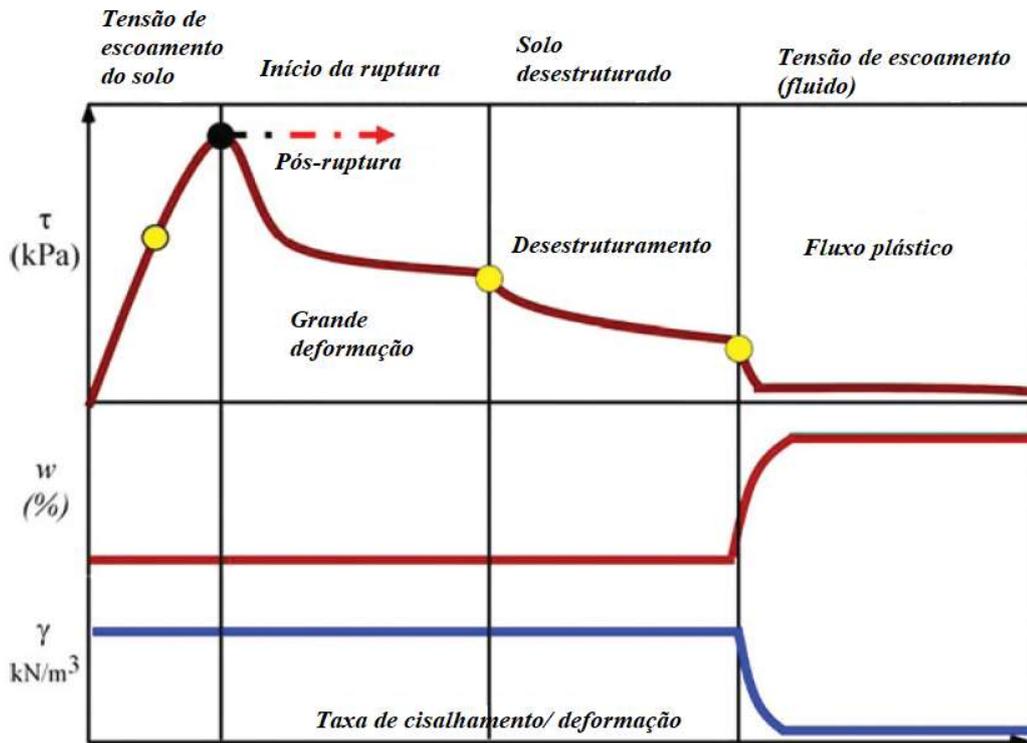


Figura 2.8 – Desenvolvimento de um debris flow submarino (Locat & Lee, 2009)

Uma corrente de turbidez pode originar-se pelo desprendimento de material do fluxo principal, que é causado tanto pelo arrasto do material pela água, quanto pela mudança do regime do fluxo de laminar para turbulento, transformando todo o fluxo em uma corrente de turbidez (Figura 2.9, região 1).

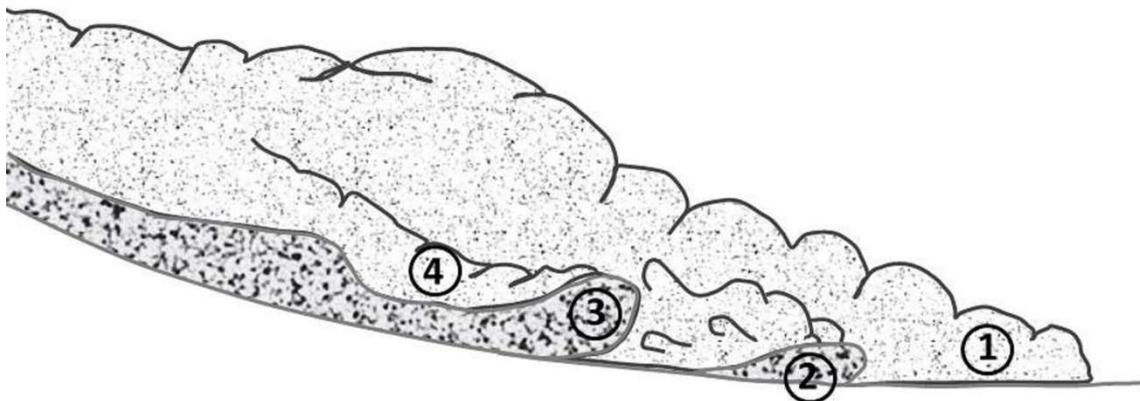


Figura 2.9 – Morfologia de fluxos de detritos submarinos e de correntes de turbidez (adaptado de (Sohn, et al., 2002) (1) Corrente de Turbidez associada a mudança de regime de fluxo de laminar para turbulento, (2) Separação da parte frontal do fluxo após a aquaplanagem, (3) fluxo principal, (4) Corrente de Turbidez associada ao desprendimento de material do fluxo principal

A Figura 2.9 ilustra dois fluxos de detritos. A região 3 mostra o fluxo principal e o descolamento da frente do fluxo, que caracteriza a entrada de água entre o fluxo de lama e o leito submarino, formando uma camada de baixa viscosidade (camada basal) entre elas. A formação desta camada basal permite a aquaplanagem do fluxo, provocando o aumento da distância percorrida. A região 2 da Figura 2.9 ilustra uma porção destacada do fluxo principal separada do fluxo principal devido à aquaplanagem.

Breien, et al. (2007) verificaram que nos casos de fluxos ricos em areia, existe uma similaridade nos perfis de velocidade dos ocorridos em ambiente subaéreo e subaquático. Porém nos fluxos subaquáticos ricos em argila, o meio afeta de forma decisiva o comportamento e desenvolvimento do fluxo. Isso se deve ao efeito da incorporação da água, que provoca a aquaplanagem e as alterações nas propriedades reológicas do fluido (reduções da viscosidade e da tensão de escoamento).

Segundo Locat e Lee (2005), existem parâmetros primários (principais) e secundários para o estudo das distâncias percorridas pelos fluxos de detritos submarinos. Os principais parâmetros são: altura e ângulo de inclinação do talude, morfologia do leito marinho, umidade da mistura, limite de liquidez da mistura, limite de plasticidade da mistura, índice de liquidez da mistura, resistência não drenada  $S_u$  do solo desestruturado, sensibilidade do solo, viscosidade e tensão de escoamento do solo. Os parâmetros secundários são: estratigrafia, resistência não drenada  $S_u$  do solo intacto (estruturado), ângulo de atrito, poro-pressão, pressão do gás hidratado e condutividade hidráulica.

## **2.5 Aquaplanagem**

Na plataforma continental do oceano Atlântico são observados depósitos de detritos caracterizados por longas distâncias de viagem em taludes suaves. Depósitos de fluxo de detritos bem definidos são particularmente encontrados no oeste do Mar de Barents (Norte da Escandinávia), e no Mar do Norte (entre Reino Unido e Escandinávia).

Esses depósitos de detritos têm entre 2 e 10 km de largura e alturas variando entre 10 e 50m. (Dowdeswell, et al., 1996; King, et al., 1996; Vorren, et al., 1988). Os volumes variam entre 10 e 50 km<sup>3</sup> de sedimentos lodosos, sendo a fração argila de 30 a 40% em peso, a fração de silte de 30 a 40% em peso, e os sedimentos de areia representando menos do que 20% em peso. As poucas amostras obtidas mostram uma coloração uniforme dos depósitos, sem sinal de separação interna dos sedimentos, evidenciando a composição típica de um fluxo de detritos (Vorren, et al., 1988).

Estas grandes distâncias parecem ser facilitadas pela presença de uma fina camada de lama que incrementa a mobilidade dos sedimentos (Mohrig, et al., 1998). Experimentos

recentes de laboratório demonstraram que a mobilidade dos fluxos de detritos subaquáticos pode aumentar devido à aquaplanagem do material. Ou seja, a presença de uma camada basal de água ou lama pode diminuir significativamente o atrito entre o fluxo e o leito marinho, o que provoca uma redução drástica da tensão de cisalhamento basal, resultando então em velocidades altas e distâncias longas de deslizamentos, mesmo em taludes muito suaves.

Quando um fluxo subaquático avança através de um corpo de água, uma pressão de fluido maior do que a pressão hidrostática é induzida pelo movimento do corpo de água na parte frontal da massa em deslizamento (Figura 2.10). Nestas condições a pressão de estagnação do fluido  $p_f$  (Figura 2.10) pode ser expressa como:

$$p_f = \frac{\rho_w v_f^2}{2} \quad (\text{Equação 2.1})$$

onde  $\rho_w$  é a densidade de massa da água e,  $v_f$  é a velocidade frontal da massa deslizante. Ou seja, a pressão hidrodinâmica do fluido depende da velocidade frontal da massa deslizante.

O excesso de poro pressão desenvolvido no movimento da massa atua desde o ponto de estagnação, mostrado como “s” na Figura 2.10, até a superfície do deslizamento (ponto A). A pressão do fluido é resistida pela tensão normal equivalente  $p_d$  (Figura 2.10) atuando para baixo, e produzida pelo peso submerso da massa deslizante no talude. A tensão normal pode ser calculada por:

$$p_d = (\rho_d - \rho_w) g h_a \cos\beta \quad (\text{Equação 2.2})$$

Onde  $\rho_d$  é a densidade do solo, e  $g$  é a aceleração da gravidade. O termo  $h_a$  representa a espessura média do deslizamento e  $\beta$  é o ângulo de inclinação do talude. De forma simplificada, pode-se dizer que a aquaplanagem ocorre quando a pressão hidrodinâmica ( $p_f$ ) atuando na parte frontal da massa deslizante, excede a tensão normal produzida pela massa deslizante submersa na superfície de deslizamento normal ( $p_d$ ). O ponto onde a aquaplanagem se inicia é denotado por “A” na Figura 2.10

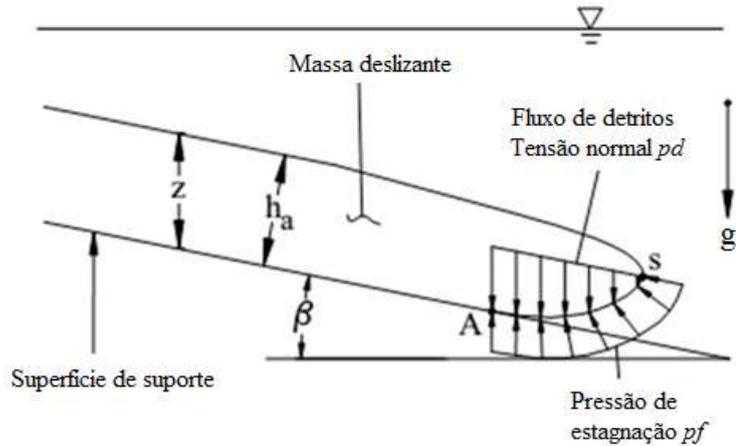


Figura 2.10 – Frente de fluxo de um debris flow submarino (Hance, 2003)

Por ocasião da ocorrência da aquaplanagem, Mohrig, et al. (1999) observaram que a parte frontal da massa deslizante, isto é, a cabeça de detrito, é tipicamente deformada. Tal deformação se deve às grandes pressões aerodinâmicas associadas à aquaplanagem. A diferença entre os diversos perfis (com ou sem aquaplanagem) pode ser observada na Figura 2.11, onde  $h_a$  é a espessura média do fluxo no canal,  $h_h$  é a espessura média da cabeça do fluxo de detrito e o ponto “s” é o ponto de estagnação.

Um caso extremo de deformação da cabeça dos detritos é representado na Figura 2.11c, onde a espessura da cabeça do fluxo  $h_h$ , é de 2 a 3 vezes a espessura média deslizante, e que caracteriza a ocorrência da aquaplanagem.

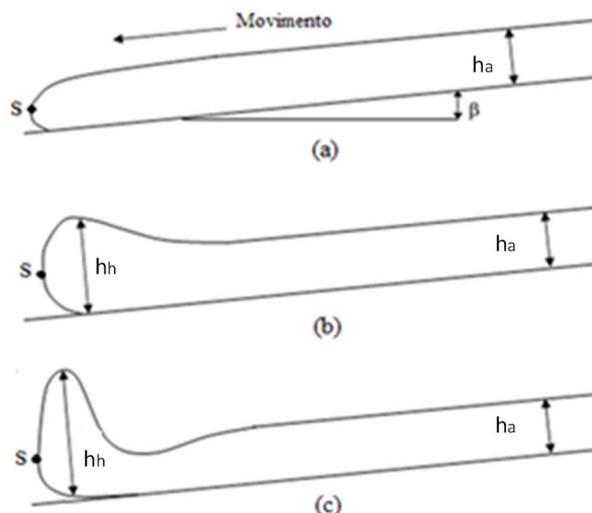


Figura 2.11 – Deformação da cabeça de fluxo (Mohrig, et al., 1998). a) debris flow submarino sem ocorrência de aquaplanagem; b) levantamento da cabeça de fluxo; c) debris flow submarino com ocorrência de aquaplanagem

Outro parâmetro utilizado para se verificar a ocorrência da aquaplanagem é o número densimétrico de Froude (Mohrig, et al., 1998). O  $F_{rd}$  é um parâmetro adimensional usado para

caracterizar o fluxo dominado por gravidade envolvendo dois líquidos com densidades ligeiramente diferentes, e é expresso como:

$$F_{rd} = \frac{vf}{\sqrt{gl\left(\frac{\Delta\rho}{\rho}\right)}} \quad (\text{Equação 2.3})$$

onde  $\Delta\rho$  é a diferença de densidades entre os dois fluidos,  $\rho$  é a densidade de um dos fluidos e  $l$  é a distância percorrida. Reescrevendo a equação anterior em termos da pressão de estagnação do fluido  $p_d$  e  $p_f$ , tem-se:

$$F_{rd} = \sqrt{2\left(\frac{p_f}{p_d}\right)} \quad (\text{Equação 2.4})$$

Mohrig, et al. (1998) definiram ainda que o número densimétrico de Froude para que a aquaplanagem ocorra é 0,30, que corresponde ao valor quando a cabeça do fluxo de detritos torna-se significativamente deformada.

## **2.6 Ensaios de Acosta (2015) para o estudo da aquaplanagem**

Em um trabalho em cooperação entre a COPPE-UFRJ e a UENF, Acosta (2015) realizou simulações de fluxos de detritos submarinos utilizando a centrífuga de braço da UENF, resumidos em Acosta, et al. (2016). O principal objetivo da pesquisa foi verificar as condições para a ocorrência da aquaplanagem.

Para o seu experimento, a pesquisadora utilizou inicialmente 9 misturas diferentes de areia/argila (40% caulim e 60% meta-caulim). A Tabela 2.1 apresenta as misturas utilizadas na pesquisa, sendo que as misturas em que as análises se mostraram conclusivas quanto à aquaplanagem foram as dos ensaios 4, 7 e 8. A Tabela 2.2 apresenta os resultados da pesquisa em relação à ocorrência ou não da aquaplanagem.

Tabela 2.1- Misturas utilizadas por Acosta (2015)

Ensaio N°	Mistura, % de areia	Umidade da lama	Leito Marinho
1	1 (= 0%)	1 x wL	Rampa de areia
2	1 (= 0%)	1 x wL	Rampa de areia
3	1 (= 0%)	1 x wL (=59,8%)	Rampa de acrílico
4	1 (= 0%)	1 x wL (= 59,8%)	Rampa de acrílico
5	2 (= 5%)	1 x wL (= 58,1%)	Rampa de acrílico
6	3 (= 10%)	1 x wL (= 51,9%)	Rampa de acrílico
7	4 (= 20%)	1 x wL(= 48,3%)	Rampa de acrílico
8	6 (= 20%)	1,5 x wL (= 72,4%)	Rampa de acrílico
9	7 (= 10%)	1,5 x wL (= 77,8%)	Rampa de acrílico

Tabela 2.2 – Resultados em relação a ocorrência da aquaplanagem (Acosta, 2015)

VARIÁVEIS QUE DETERMINAM A OCORRÊNCIA DA AQUAPLANAGEM	ENSAIO 4	ENSAIO 7	ENSAIO 8
Nas imagens de vídeo é possível observar o fenômeno de aquaplanagem?	<b>Sim</b>	<b>Não</b>	<b>Não</b>
O comportamento das séries de tensão total e poro pressão apresentam evidência de aquaplanagem?	<b>Sim</b>	<b>Não</b>	<b>Sim</b>
A Pressão de Estagnação é maior do que a Tensão normal da massa deslizante? ( $p_f > p_d$ )	<b>Sim</b>	<b>Não</b>	<b>Sim</b>
A Velocidade frontal do fluxo é maior do que a Velocidade crítica?	<b>Sim</b>	<b>Não</b>	<b>Sim</b>
O número Densimétrico de Froude é maior do que 0,30? ( $Frd > 0,30$ )	<b>Sim</b>	<b>Não</b>	<b>Sim</b>

O modelo centrífugo correspondente ao ensaio 4 de Acosta (2015) foi utilizado para as modelagens numéricas realizadas na comparação o MPM e de SPH.

### 3 ESTUDOS REOLÓGICOS

A reologia é o ramo da ciência que estuda as deformações e escoamentos dos materiais, tendo grande aplicação no estudo dos fluidos em geral, bem como nas áreas de Óleo e Gás, Alimentos e Cosmética, dentre várias outras. Na Mecânica dos Solos a Reologia é em geral associada ao estudo do comportamento dos materiais nos quais a velocidade de cisalhamento tem particular influência. Este capítulo aborda o estudo reológico de sedimentos marinhos, com ênfase nos sedimentos da área da Bacia de Santos.

#### 3.1 Revisão Bibliográfica

##### 3.1.1 Reologia e principais parâmetros reológicos

Segundo Meschyan (1995), como a medida das propriedades de viscosidade, elasticidade e plasticidade podem aparecer em diversas combinações, a descrição da deformação de um corpo real torna-se uma tarefa complexa. Por isso, as deformações de corpos reais são descritas por modelos simplificados ou idealizados, que servem para comparação e investigação das propriedades de corpos reais. Ainda segundo o autor, as propriedades reológicas de um solo argiloso podem variar consideravelmente dependendo de seu estado, que é determinado pela sua densidade, teor de umidade, e resistência, variando de um líquido newtoniano viscoso até um corpo com comportamento plástico.

A viscosidade e a tensão de escoamento são os dois principais parâmetros reológicos. Quem primeiro expressou a lei básica da viscosidade foi Isaac Newton ao descrever o comportamento de um fluxo ideal. Realizando a experiência das placas paralelas, onde o fluido localizado entre as placas (uma fixa e outra móvel) é submetido a um cisalhamento simples, ele observou que a tensão de cisalhamento é diretamente proporcional ao longo da direção normal às placas (Figura 3.1).

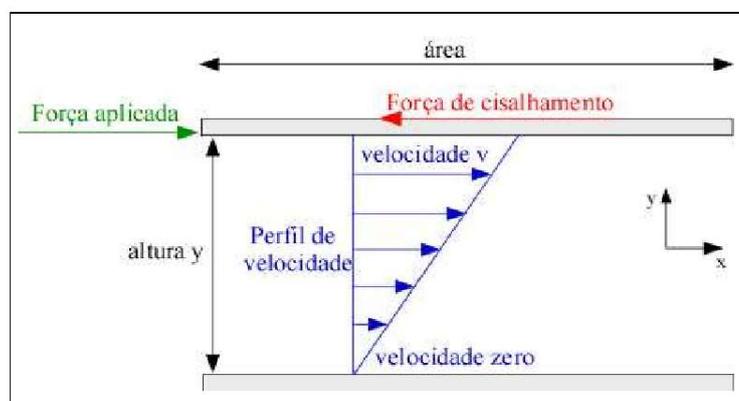


Figura 3.1- Experiência de placas paralelas de Newton

A taxa de cisalhamento ( $\dot{\gamma}$ ) é definida como a relação entre o gradiente da velocidade paralela as placas e a distância das placas:

$$\dot{\gamma} = \frac{dv}{dy} \quad (\text{Equação 3.1})$$

Assim sendo, a viscosidade vai caracterizar a resistência de um fluido ao escoamento, sendo definida como a relação entre a taxa de cisalhamento e a tensão de cisalhamento.

$$\tau = \frac{F}{A} = \eta \frac{dv}{dy} = \eta \dot{\gamma} \quad (\text{Equação 3.2})$$

onde F é a força aplicada, A a área onde atua esta força, e  $\eta$  a viscosidade.

O outro parâmetro fundamental que vai definir a comportamento reológico de um fluido é a tensão de escoamento. Alguns fluidos exigem a aplicação de uma tensão mínima de cisalhamento para que o seu escoamento se inicie, e quando são submetidos a valores de tensão inferiores à tensão mínima esses fluidos se comportam como sólidos elásticos rígidos.

Essa tensão mínima, denominada tensão de escoamento, se faz necessária para a ruptura da estrutura tridimensional formada pela aglomeração de partículas no fluido. No entanto, para que essas partículas se conectem e possibilitem a formação dessa estrutura é preciso a existência de uma concentração mínima de sólidos na mistura. No caso específico das corridas de detritos, apesar de ser um fluido newtoniano por excelência, Coussot, et al. (1992) observou que a presença de grãos finos, formando uma fase sólida do sistema, mesmo em quantidade reduzida (5% em volume), aumenta muito a viscosidade da matriz e confere ao sistema um comportamento não-newtoniano.

### 3.1.2 Modelos reológicos

O comportamento dos fluidos se divide em dois grandes grupos, os newtonianos e os não newtonianos. Nos fluidos newtonianos, a viscosidade do material analisado, a uma dada temperatura, independe da taxa de deformação a qual está submetido. Já os fluidos não newtonianos possuem uma relação mais complexa entre taxa de deformação e tensão de cisalhamento, pois a viscosidade varia com a taxa de deformação, podendo existir ainda uma tensão de escoamento inicial (Steffe, 1996).

Os fluidos não-newtoniano podem ter seu comportamento dependente do tempo ou independente do tempo, podendo ainda ser classificados como viscoelásticos (Figura 3.2). Os modelos viscoelásticos são aqueles que apresentam propriedades viscosas e elásticas acopladas e, quando a tensão de cisalhamento aplicada é retirada o fluido retorna parcialmente ao estado original após sofrer a deformação. Os materiais viscoelásticos, quando submetidos a solicitações, apresentam inicialmente um comportamento sólido e

posteriormente se comportam como um fluido. Os modelos independentes do tempo são aqueles nos quais não se observam o efeito de reopexia e tixotropia, que serão abordados adiante, e possuem para determinada taxa de cisalhamento, apenas uma tensão de cisalhamento, quando mantidas as outras variáveis constantes.

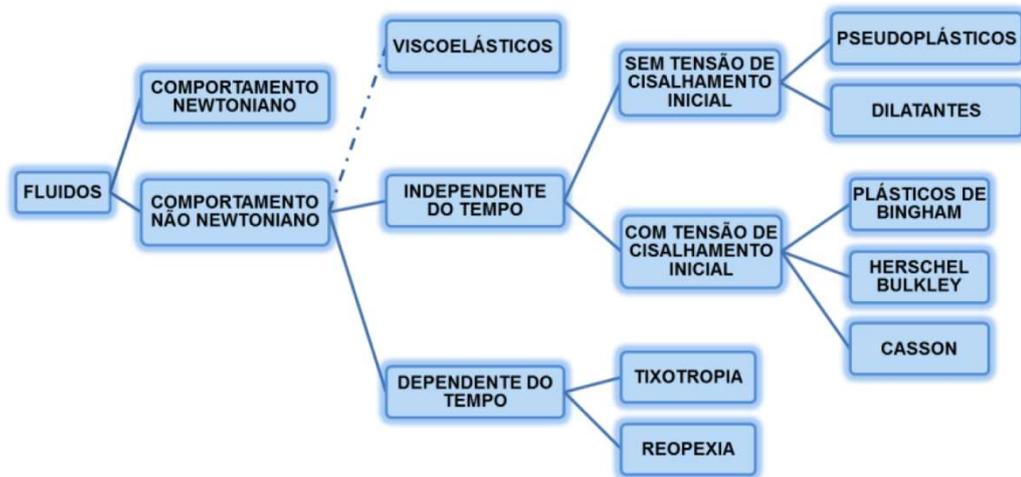


Figura 3.2 – Classificação reológica dos fluidos, Adaptado de (Steffe, 1996)

A Figura 3.3 apresenta curvas de fluxo típicas dos principais modelos. Com exceção da curva 1 referente ao fluido Newtoniano (viscosidade constante), todas as demais curvas referem-se a fluidos não-Newtonianos. As curvas típicas de fluidos pseudoplásticos (curvas 3 e 4 da Figura 3.3) indicam que a viscosidade aparente diminui progressivamente com o aumento da taxa de cisalhamento. Os fluidos de Bingham (curva 2 na Figura 3.3) são caracterizados por uma curva de fluxo que é uma reta com intercepto no eixo da tensão de escoamento. Os modelos de Herschel-Bulkley e de Casson (curva 4 na Figura 3.3) possuem uma tensão de escoamento, e seu comportamento segue uma Lei de Potência (Barnes, et al., 1993). Um fluido dilatante (curva 5 na Figura 3.3) não possui tensão de escoamento, mas a viscosidade para esse tipo de material aumenta com o aumento da taxa de cisalhamento.

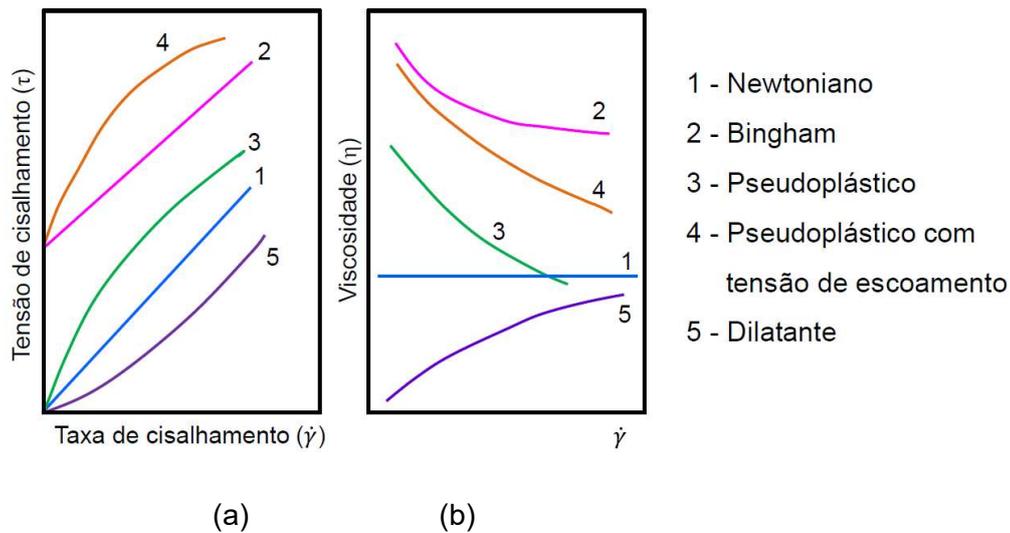


Figura 3.3 – Curvas de fluxo típicas dos principais modelos (Pileggi, 2001)

Segundo Barnes (1999) os principais modelos utilizados para descrever fluidos com tensão de escoamento são os de Bingham, de Casson e de Herschel Bulkley. Outro modelo muito utilizado é o bilinear. As formulações matemáticas simplificadas dos principais modelos reológicos utilizados no estudo da reologia dos solos são:

(1) Fluido de Bingham

$$\tau = \tau_0 + \mu \dot{\gamma} \quad (\text{Equação 3.3})$$

onde  $\tau$  é a tensão de cisalhamento,  $\tau_0$  é a tensão de escoamento do material,  $\mu$  é a viscosidade e  $\dot{\gamma}$  a taxa de cisalhamento

(2) Fluido de Casson

$$\tau^{0,5} = \tau_0^{0,5} + k_1 \dot{\gamma}^{k_2} \quad (\text{Equação 3.4})$$

onde  $k_1$  e  $k_2$  são constantes empíricas

(3) Fluido de Herschel-Bulkley

$$(\tau - \tau_c) = k_3 \dot{\gamma}^{k_4} \quad (\text{Equação 3.5})$$

onde  $k_3$  e  $k_4$  são constantes empíricas

(4) Fluido bilinear

$$\tau = \tau_c + \mu \dot{\gamma} + \frac{\tau_c \dot{\gamma}_0}{\dot{\gamma} + \dot{\gamma}_0} \quad (\text{Equação 3.6})$$

onde  $\dot{\gamma}$  é a taxa de cisalhamento, e  $\dot{\gamma}_0$  é a taxa de cisalhamento na transição do comportamento Newtoniano para o de Bingham (Figura 3.4)

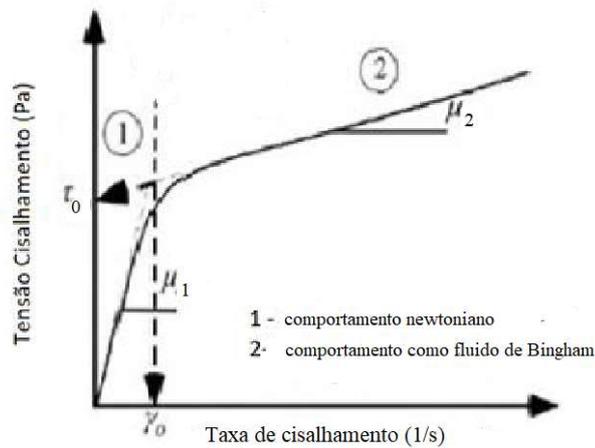


Figura 3.4 – Curva de fluxo de fluido bilinear (Locat, 1997)

### 3.1.2.1 Modelo desenvolvido pelo Grupo de Reologia do Laboratório de Geotecnia da COPPE

Segundo Martins (1992) considerando-se um plano imaginário PP que intercepta a massa de solo (Figura 3.5), este interceptará o solo em pontos de contato sólido-sólido, passará por regiões de água adsorvida muito viscosa e por regiões de água comum.

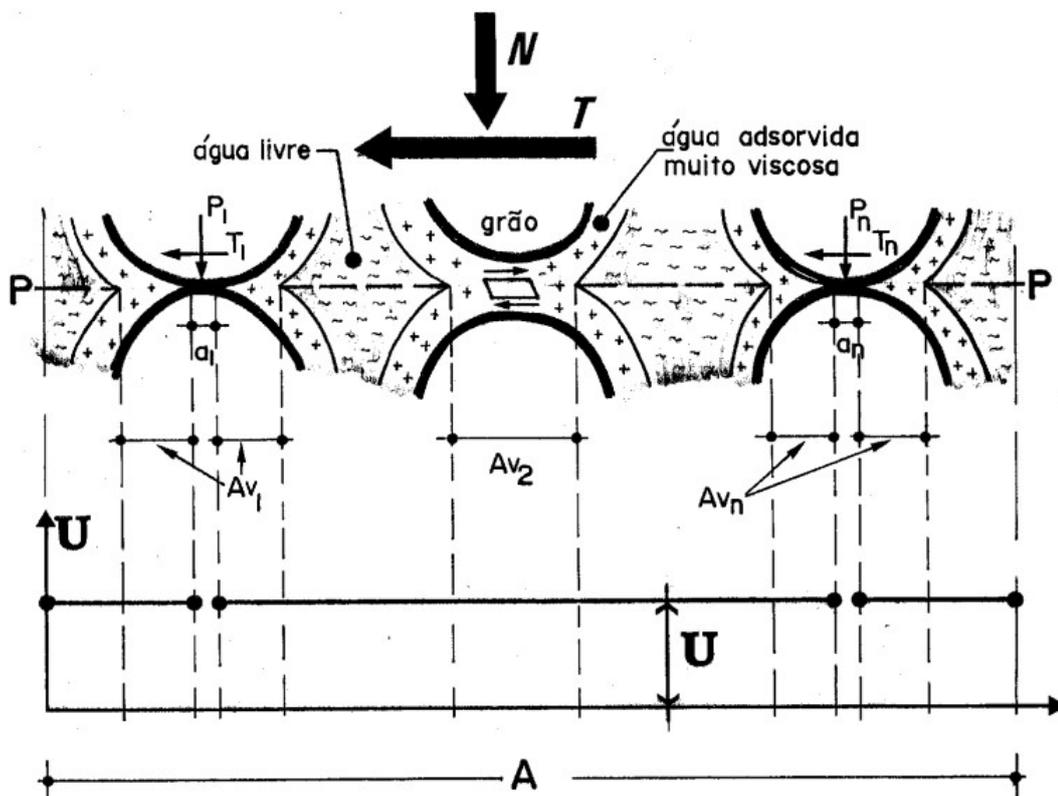


Figura 3.5 – Plano imaginário PP cortando pontos de contato sólido-sólido, regiões de água adsorvida e regiões de água comum.

Tendo por base o modelo considerado conclui-se que a tensão cisalhante é resistida internamente por uma parcela de atrito e uma parcela de viscosidade resultando na equação:

$$\tau = \sigma' \tan \phi_{mob} + \mu \frac{dv_H}{dt} \quad (\text{Equação 3.7})$$

Onde:

$\sigma'$  - é a tensão normal

$\phi_{mob}$  - é o ângulo de atrito mobilizado

$\mu$  - é a viscosidade

$\frac{dv_H}{dt}$  - é a taxa de cisalhamento

O modelo é semelhante ao proposto por Bingham, porém ele dá um entendimento físico mais claro do comportamento do material pois estabelece uma relação entre a abordagem da mecânica dos solos e da mecânica dos fluidos para o problema. Porém, segundo o Princípio das Tensões Efetivas Expandido, enunciado pelo próprio autor, existem algumas restrições conceituais para o emprego na análise de fluxos de detritos submarinos.

#### 1ª PARTE DO PRINCÍPIO DE TENSÕES EFETIVAS EXPANDIDO

*“Em qualquer plano de um elemento de solo saturado no qual estejam atuando a tensão normal e a tensão cisalhante estarão atuando internamente: como reação à  $\sigma$  a soma ( $\sigma' + u$ ), sendo  $\sigma'$  a tensão normal efetiva e  $u$  a poropressão; e como reação a  $\tau$  a soma das resistências por atrito e por viscosidade.”*

***“O princípio acima enunciado vale para solos saturados e na ausência de acelerações, isto é, para carregamentos onde a velocidade de deformação seja constante.”***

Considerando que em um fluxo de detritos submarinos, de um modo geral, a velocidade de deformação varia tanto no espaço, quanto no tempo, a utilização do modelo em uma análise numérica ficou fora do escopo desse trabalho.

### 3.1.3 Tixotropia

Alguns materiais possuem curvas de fluxos que não podem ser descritas por singelas equações matemáticas. Isso porque sua viscosidade aparente não é função somente da tensão de cisalhamento aplicada, ou da taxa de cisalhamento, mas também depende do

intervalo de tempo que a tensão foi aplicada, bem como da velocidade de aplicação da mesma. Por exemplo, em materiais como solo bentonítico, pasta de cimento, resíduo da indústria de alumínio, quando submetidos por um longo período a uma taxa de cisalhamento constante, verifica-se uma queda gradual da sua viscosidade aparente devido à quebra progressiva das micro-estruturas internas (6b). Como a quantidade de ligações a serem quebradas se reduz durante o processo, a taxa de mudança da viscosidade, com o tempo, se aproxima de zero. Esse efeito é conhecido como tixotropia. Da mesma forma, a literatura relata que em alguns tipos de materiais, um esforço de cisalhamento externo pode promover a construção de estruturas internas, o que provoca o aumento da viscosidade aparente. Esses materiais são denominados fluidos reopédicos (Figura 3.6a).

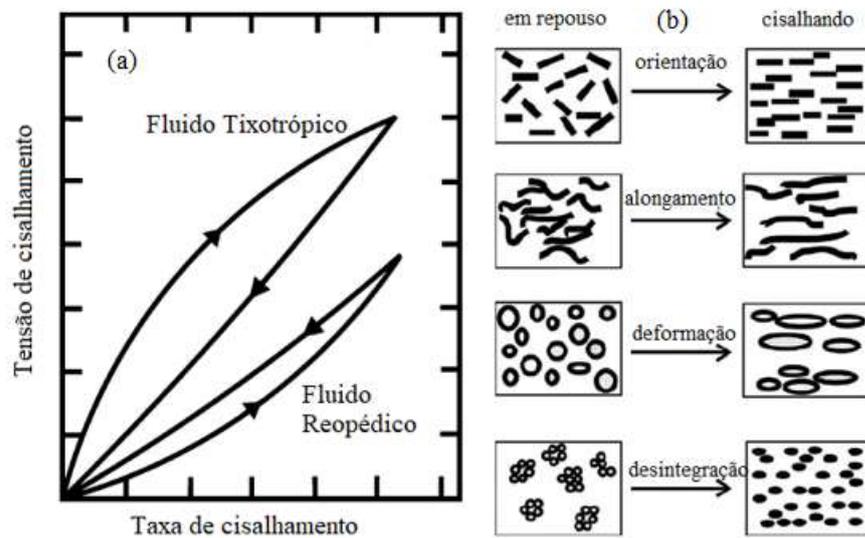


Figura 3.6 – (a) Curvas de Fluxo de fluido tixotrópico e fluido reopédico; (b) Quebra de micro-estruturas dos fluidos tixotrópicos (Chhabra, 2010)

### 3.1.4 Reômetros

A determinação dos parâmetros reológicos (tensão de escoamento e viscosidade) é feita por meio de instrumentos denominados reômetros. Existem vários tipos de reômetros, sendo que uma dificuldade muito grande é na definição do equipamento e geometria mais adequada para os tipos de solicitações no material a ser analisado. Segundo Santos, et al. (2003), para qualquer fluido, é muito difícil se encontrar a geometria que forneça uma taxa de deformação perfeitamente homogênea entre as placas. Então, na maioria dos casos, têm-se uma taxa de deformação heterogênea e os dados reométricos convencionais nos mostram apenas as características médias do escoamento (velocidade de rotação, torque, pressão) nas bordas. Nesse caso são necessários cálculos para a obtenção dos dados de tensão de cisalhamento versus taxa de deformação, a partir dos valores de torque x velocidade de rotação, sendo que os métodos de cálculo diferem para cada geometria utilizada. Um outro

equipamento muito utilizado no estudo reológico dos fluidos são os viscosímetros, porém estes só permitem a medição da viscosidade, sendo utilizado somente para fluidos newtonianos. A Figura 3.7, proposta por Steffe (1996), apresenta os tipos de reômetros mais utilizados.

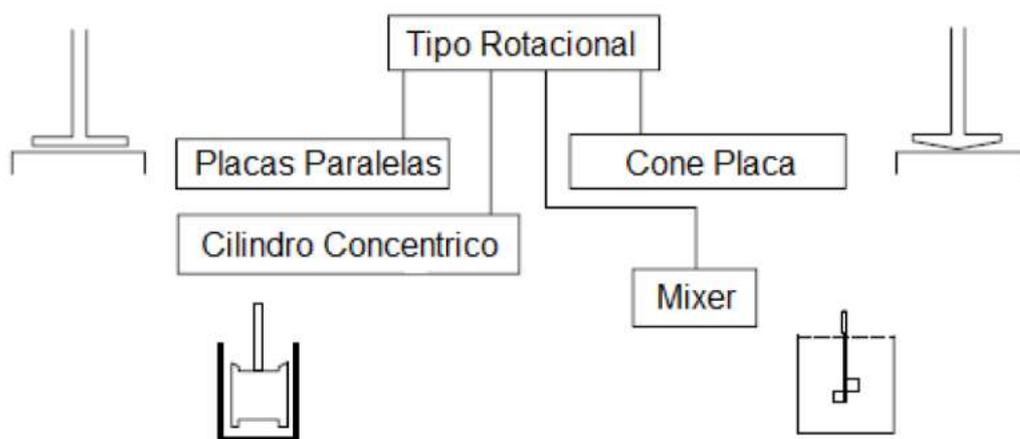


Figura 3.7 – Principais tipos de reômetros (Steffe, 1996)

A viabilidade da aplicação de um torque controlado aliado à diversidade de sistemas de medição (tipo cilindro coaxial, cone-placa e placas paralelas) permite o desenvolvimento e a fabricação de reômetros absolutos, e aumenta as possibilidades para o uso do instrumento. O sistema de medição tipo cilindros coaxiais resulta do modelo de placas paralelas de Newton formando um cilindro interno e outro externo. Uma amostra líquida preenche o espaço anelar entre os dois cilindros e é submetida a tensões de cisalhamento por um determinado tempo. Com isso os dados resultantes de ensaios de tensão de cisalhamento, taxa de deformação e viscosidade podem ser tratados matematicamente (Schramm, 1998).

Existem duas alternativas básicas para o sistema de medição dos reômetros:

- Controle da tensão de cisalhamento para determinação da taxa de deformação resultante: são chamados reômetros de tensão controlada (*Controlled Stress Rheometers*), ou Reômetros CS;
- Controle da taxa de deformação e medição da tensão de cisalhamento resultante: são chamados de reômetros de taxa de cisalhamento controlada (*Controlled Rate Rheometers*), ou Reômetros CR.

Para a determinação das curvas de fluxo dos ensaios e da resistência ao cisalhamento do ensaio de palheta foi utilizada a configuração CR para o reômetro. A configuração CS seria empregada em ensaios como o de “*creep*” utilizando a geometria de palheta, onde a tensão

é definida e a deformação é medida. A seguir serão apresentadas as equações básicas de cada um dos modelos.

### 3.1.5 Equações básicas para um reômetro de círculos concêntricos (Steffe, 1996)

As equações são desenvolvidas com base nas seguintes premissas: o fluxo é considerado laminar e estável, os efeitos de extremidade são considerados não relevantes, o fluido é incompressível, as propriedades não são função da pressão, a temperatura é constante, a velocidade axial e radial dos componentes é zero, não existe escorregamento do fluido nas paredes do equipamento.

Quando o cilindro gira em uma velocidade constante e o copo é estacionário, o instrumento mede um torque (M) necessário para a manutenção da velocidade angular constante no cilindro ( $\omega$ ). A resistência (torque) é devido à resistência ao cisalhamento do fluido no cilindro. Assim, no escoamento tem-se:

$$M = 2\pi r h r \cdot \tau = 2\pi h r^2 \tau \text{ (Equação 3.8)}$$

Onde r é qualquer ponto do fluido, tal que  $R_b < r < R_c$  (Figura 3.8), h é a altura do cilindro,  $\tau$  é a tensão de cisalhamento

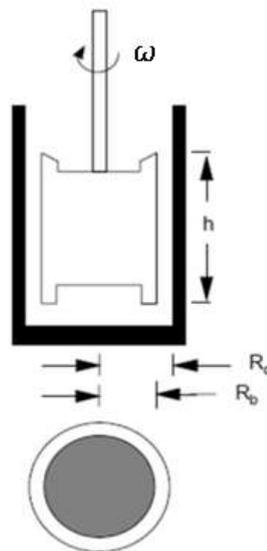


Figura 3.8 – Corte esquemático de uma geometria de cilindros concêntricos (Steffe, 1996)

A tensão de cisalhamento no cilindro ( $r = R_b$ ) será:

$$\tau_b = \frac{M}{2\pi h R_b^2} \text{ (Equação 3.9)}$$

Sabendo que a velocidade linear em r é:

$$u = r\omega \quad (\text{Equação 3.10})$$

Onde  $\omega$  é a velocidade angular do cilindro, então tem-se:

$$\frac{du}{dr} = \frac{rd\omega}{dr} + \omega \quad (\text{Equação 3.11})$$

Como  $\omega$  está relacionado com a rotação do cilindro todo, esta não está relacionada com o cisalhamento interno. Sendo assim, a equação anterior pode ser escrita como:

$$\frac{du}{dr} = \frac{rd\omega}{dr} \quad (\text{Equação 3.12})$$

Assim, a taxa de cisalhamento ( $\dot{\gamma}$ ), pode ser definida em termos de  $\omega$  como:

$$\dot{\gamma} = -\frac{du}{dr} = -\frac{rd\omega}{dr} \quad (\text{Equação 3.13})$$

Para se relacionar a velocidade angular com a tensão de cisalhamento, primeiramente se estabelece a premissa de que o torque é constante com o fluxo estável. Assim:

$$r = \left(\frac{M}{2\pi h\tau}\right)^{\frac{1}{2}} = \left(\frac{M}{2\pi h}\right)^{\frac{1}{2}} \tau^{-\frac{1}{2}} \quad (\text{Equação 3.14})$$

$$\frac{dr}{d\tau} = \left(\frac{M}{2\pi h}\right)^{\frac{1}{2}} \tau^{-\frac{3}{2}} \quad (\text{Equação 3.15})$$

Substituindo o valor do torque definido na Equação 3.7

$$\frac{dr}{d\tau} = \left(\frac{2\pi hr^2\tau}{2\pi h}\right)^{\frac{1}{2}} \tau^{-\frac{3}{2}} = \frac{-r}{2\tau} \quad (\text{Equação 3.16})$$

$$\frac{dr}{r} = -\frac{d\tau}{2\tau} \quad (\text{Equação 3.17})$$

Sendo a taxa de cisalhamento uma função da tensão de cisalhamento, pode-se escrever:

$$\dot{\gamma} = -\frac{rd\omega}{dr} = f(\tau) \quad (\text{Equação 3.18})$$

$$d\omega = -\frac{dr}{r} f(\tau) \quad (\text{Equação 3.19})$$

Substituindo a Equação 3.17 na Equação 3.19

$$d\omega = \frac{1}{2} f(\tau) \frac{d\tau}{\tau} \quad (\text{Equação 3.20})$$

Integrando-se a expressão acima, tomando-se como limites de integração a condição de contorno de não escorregamento da lama nas superfícies do copo e do cilindro, ou seja, a

velocidade angular é zero na superfície do copo e igual a  $\Omega$  (Figura 3.8) na superfície do cilindro.

$$\int_{\omega=\Omega}^{\omega=0} d\omega = \frac{1}{2} \int_{\tau_b}^{\tau_c} f(\tau) \frac{d\tau}{\tau} \quad (\text{Equação 3.21})$$

$$\Omega = -\frac{1}{2} \int_{\tau_b}^{\tau_c} f(\tau) \frac{d\tau}{\tau} \quad (\text{Equação 3.22})$$

A solução da equação acima depende de  $f(\tau)$  que é função do comportamento do fluido, por isso para cada tipo de comportamento (Newtoniano, Fluidos que seguem Leis de Potência, Bingham), existirá uma  $f(\tau)$  específica.

### 3.1.5.1 Aplicação para fluidos newtonianos

A relação entre a tensão de cisalhamento e a taxa de cisalhamento nos fluidos newtonianos é:

$$\dot{\gamma} = f(\tau) = \frac{\tau}{\mu} \quad (\text{Equação 3.23})$$

Substituindo na equação 3.22 geral:

$$\Omega = -\frac{1}{2} \int_{\tau_b}^{\tau_c} f(\tau) \frac{d\tau}{\tau} = -\frac{1}{2} \int_{\tau_b}^{\tau_c} \left(\frac{\tau}{\mu}\right) \frac{d\tau}{\tau} = -\frac{1}{2\mu} \int_{\tau_b}^{\tau_c} d\tau \quad (\text{Equação 3.24})$$

Então:

$$\Omega = \frac{1}{2\mu} (\tau_b - \tau_c) = \frac{1}{2\mu} \left[ \frac{M}{2\pi h R_b^2} - \frac{M}{2\pi h R_c^2} \right] \quad (\text{Equação 3.25})$$

$$\Omega = \frac{M}{4\mu\pi h} \left[ \frac{1}{R_b^2} - \frac{1}{R_c^2} \right] \quad (\text{Equação 3.26})$$

A equação acima mostra que nos fluidos newtonianos o torque é diretamente proporcional a velocidade do cilindro.

### 3.1.5.2 Aplicação para fluidos que obedecem às leis de potência

Nesses fluidos a relação entre a tensão e a taxa de cisalhamento é dada por:

$$\dot{\gamma} = f(\tau) = \left(\frac{\tau}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \quad (\text{Equação 3.27})$$

onde K e n são variáveis empíricas

$$\Omega = -\frac{1}{2} \int_{\tau_b}^{\tau_c} f(\tau) \frac{d\tau}{\tau} = -\frac{1}{2} \int_{\tau_b}^{\tau_c} \left(\frac{\tau}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \frac{d\tau}{\tau} \quad (\text{Equação 3.28})$$

Após a integração:

$$\Omega = \frac{1}{2K^{\frac{1}{n}}} \left( \tau_b^{\frac{1}{n}} - \tau_c^{\frac{1}{n}} \right) \quad (\text{Equação 3.29})$$

Nesse caso, o torque não é diretamente proporcional a velocidade do cilindro, por causa da influência do  $n$  (índice de comportamento do fluxo).

### 3.1.5.3 Aplicação para os fluidos de Bingham

Para os fluidos de Bingham, a relação entre tensão e taxa de cisalhamento é dada pela equação:

$$\dot{\gamma} = f(\tau) = \frac{(\tau - \tau_0)}{\mu_{pl}} \quad (\text{Equação 3.30})$$

$$\Omega = -\frac{1}{2} \int_{\tau_b}^{\tau_c} f(\tau) \frac{d\tau}{\tau} = -\frac{1}{2} \int_{\tau_b}^{\tau_c} \frac{(\tau - \tau_0)}{\mu_{pl}} \frac{d\tau}{\tau} \quad (\text{Equação 3.31})$$

$$\Omega = \left[ \frac{M}{4\mu_{pl}\pi h} \right] \left[ \frac{1}{R_b^2} - \frac{1}{R_c^2} \right] - \frac{\tau_0}{\mu_{pl}} \ln \left( \frac{R_c}{R_b} \right) \quad (\text{Equação 3.32})$$

A equação é válida para as situações em que a tensão de cisalhamento excede a tensão de escoamento. Sendo assim, a tensão mínima será:

$$\tau_{min} = \frac{M_{min}}{2\pi R_c^2 h} > \tau_0 \quad (\text{Equação 3.33})$$

Onde  $M_{min}$  é o torque mínimo para que a tensão de cisalhamento exceda a de escoamento.

### 3.1.6 Cálculo da tensão de escoamento com a geometria de palhetas

A tensão de escoamento pode ser determinada utilizando-se o mesmo equipamento para a medição de viscosidade, porém com um sensor tipo palheta (vane). Assim como na geotécnica, o no ensaio com a geometria de palheta realiza-se a medição da tensão necessária para iniciar o fluxo (movimento) de uma palheta imersa em uma amostra.

Assumindo-se que a tensão de escoamento se desenvolverá ao longo da superfície do cilindro de revolução da palheta (Figura 3.9), o torque necessário para vencer essa tensão deverá ser:

$$M_0 = (\pi dh) \left[ \frac{d}{2} \right] \tau_0 + 2 \int_0^{\frac{d}{2}} 2\pi r^2 \tau_e dr \quad (\text{Equação 3.34})$$

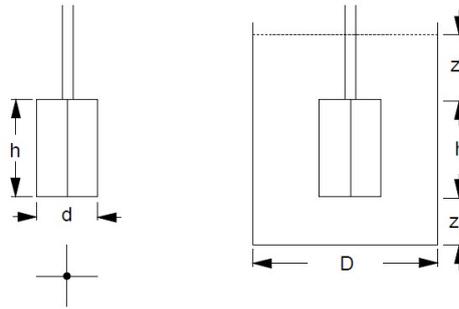


Figura 3.9 - Vane com 4 palhetas utilizado para a determinação da tensão de escoamento (Steffe, 1996)

Onde  $\tau_0$  é a tensão de cisalhamento ao longo da superfície do cilindro de revolução, e  $\tau_e$  é a tensão de cisalhamento na superfície superior e inferior. Simplificando a equação acima:

$$M_0 = \frac{\pi h d^2}{2} \tau_0 + 4\pi \int_0^{\frac{d}{2}} r^2 \tau_e dr \quad (\text{Equação 3.35})$$

Assumindo que  $\tau_e$  varia com o raio segundo a Lei de Potência:

$$\tau_e = f(r) = \left(\frac{2r}{d}\right)^m \tau_0 \quad (\text{Equação 3.36})$$

Onde m é uma constante. Substituindo a Equação 3.34 na Equação 3.36:

$$M_0 = \frac{\pi h d^2}{2} \tau_0 + 4\pi \int_0^{\frac{d}{2}} r^2 \left(\frac{2r}{d}\right)^m \tau_0 dr \quad (\text{Equação 3.37})$$

Resolvendo a equação e admitindo  $m=0$ , a equação do torque para o ponto de escoamento será:

$$M_0 = \frac{\pi d^3}{2} \left(\frac{h}{d} + \frac{1}{6}\right) \sigma_0 \quad (\text{Equação 3.38})$$

Quanto ao valor de m da equação 3.37, para  $m>1$ , o erro reduz com o aumento de h/d. Se  $m=1$ , o erro é menor que 3,7% quando  $h/d > 2$ . Para a solução, a adoção de  $m=0$  já conduz a um resultado satisfatório.

É oportuno observar que na Geotecnia Clássica a resistência não drenada do solo  $S_u$  é obtida com a medição do torque do equipamento de palheta. Neste caso usa-se a hipótese de valores de resistência  $S_u$  iguais e constantes ao longo dos planos verticais e horizontais (Almeida e Marques, 2010), então  $\sigma_0 = \sigma_e = S_u$ . É usual também a adoção de palhetas com relação  $h/d = 2$ . Realizando-se estas substituições na Eq. 3.35 obtém-se então a equação clássica utilizada.

$$M_0 = \frac{7.\pi d^3}{6} S_u \quad (\text{Equação 3.39})$$

A Figura 3.10 mostra o gráfico tensão de cisalhamento x tempo para um ensaio de cisalhamento com taxa de cisalhamento controlada.

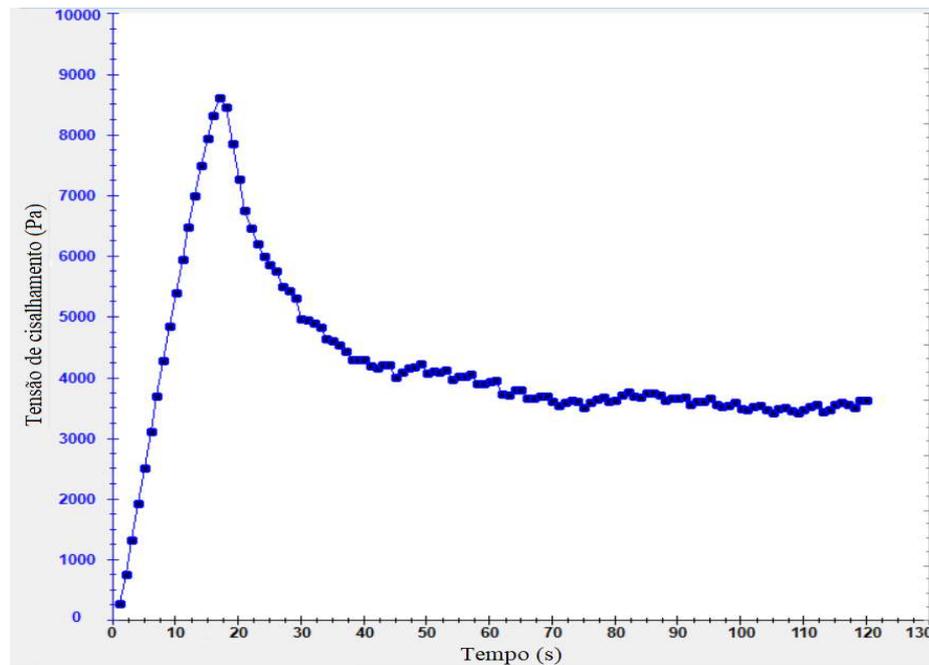


Figura 3.10 - Ensaio de palheta com taxa de cisalhamento constante

### 3.1.7 Importância da análise dos parâmetros reológicos para o estudo dos fluxos de detritos submarinos

Ilstad, et al. (2004) estudaram como a taxa de areia/argila na mistura influencia o comportamento do fluxo de detritos submarino através de experimentos realizados em laboratório. Os ensaios foram realizados variando-se a taxa de argila e areia de uma mistura com umidade constante analisando o comportamento do fluxo para a análise do comportamento do fluxo escoando em um canal.

Uma primeira série de ensaios foi realizada para se definir o comportamento reológico do material. Para isso foram colhidas amostras das misturas e foram realizados testes com um reômetro rotativo com palhetas, aplicando-se diferentes níveis de torque no material, e após a estabilização do regime de fluxo, a rotação correspondente para cada torque foi registrada. Ilstad, et al. (2004) observaram que, com o aumento da taxa de argila/areia, ocorreu um aumento exponencial na tensão de escoamento do material, conforme pode ser observado na Figura 3.11. No gráfico da esquerda encontra-se a *curva de taxa de*

*cisalhamento vs tensão de cisalhamento*, com a indicação da tensão de escoamento nos pontos onde as curvas cortam o eixo y para cada mistura de argila/areia, e à direita encontra-se a *curva da quantidade de argila vs tensão de escoamento*, em escala logarítmica. Essa tensão de escoamento é importante pois é uma das variáveis que definem uma maior ou menor sedimentação de material durante o fluxo.

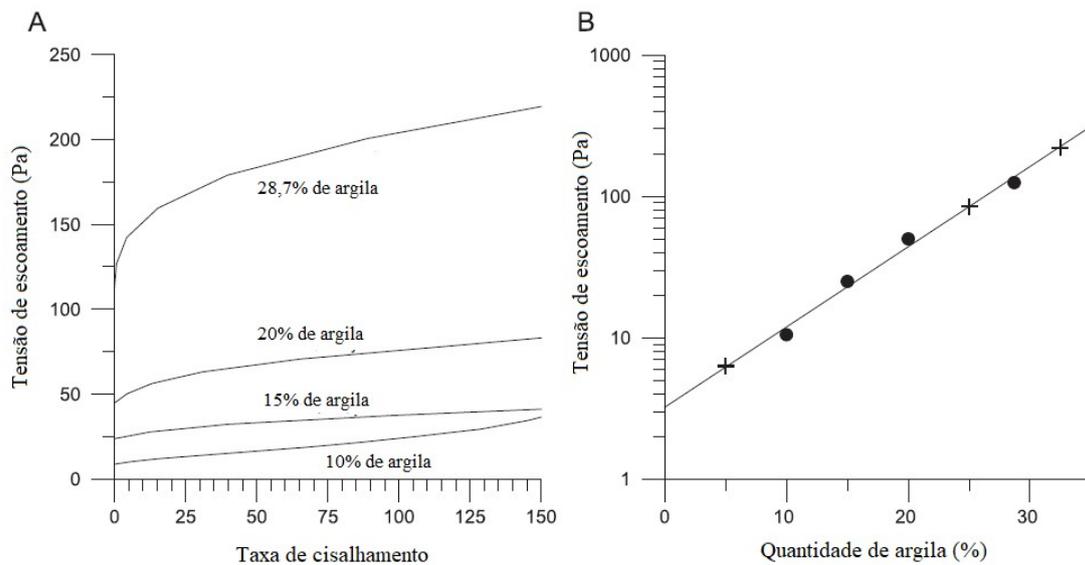


Figura 3.11 – (A) Curvas de fluxo para diferentes misturas de argila/areia; (B) Aumento exponencial na tensão de escoamento em função do aumento da taxa de argila/areia (Ilstad, et al., 2004)

Uma característica marcante observada nas misturas ricas em areia foi a massiva deposição de material durante o fluxo de detritos. Nas misturas com 5% de argila a deposição de partículas de areia ocorreu rapidamente e a espessura da camada de material depositado aumentou depois de passada a frente do fluxo. Com o aumento da quantidade de argila a taxa de deposição de material reduziu-se, sem que as misturas ricas em argila apresentassem qualquer sinal de deposição de material durante o fluxo, pois a alta tensão de escoamento inibe essa deposição

Em relação a medição da tensão total e da poro-pressão, segundo Ilstad, et al. (2004), três situações principais podem ser encontradas nos ensaios (Figura 3.12): a) na primeira situação, os grãos estão em contato direto com a base; b) a segunda, representa um fluxo de detritos onde o fluxo é fluidizado, comportando-se o solo como um líquido, onde os grãos podem entrar em contato com a base mas estarão em suspensão; e a situação c) consiste em um bloco rígido sobre uma camada de fluido o que caracteriza a aquaplanagem.

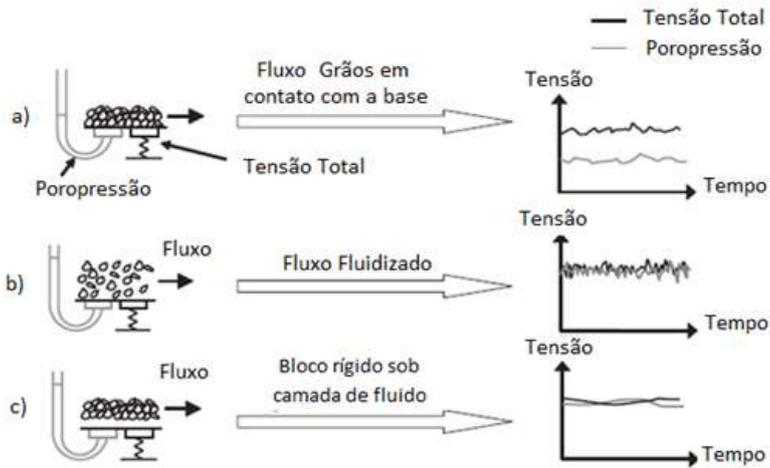


Figura 3.12 – Poro-pressão e pressão total em um debris flow submarino (Ilstad, et al., 2004)

Os fluxos ricos em material argiloso caracterizam-se por terem uma alta tensão de escoamento, o que propicia o levantamento da cabeça de fluxo, sem a formação de uma frente fluidizada, possibilitando a ocorrência da aquaplanagem. Como discutido no Capítulo 2, durante a aquaplanagem ocorre a formação de uma fina camada de lama ou água, reduzindo assim a tensão de cisalhamento junto ao solo, e aumentando a velocidade da frente do fluxo.

Atrás da cabeça de fluxo, sedimentos do fluxo de detritos e do leito marinho se misturam com o material da camada lubrificante, aumentando a sua viscosidade e provocando uma desaceleração do fluxo nessa região. Essa desaceleração e estreitamento do fluxo induzirão a formação de planos de cisalhamento pontuais e a flutuação da velocidade na área adjacente da zona de estreitamento (Figura 3.13)

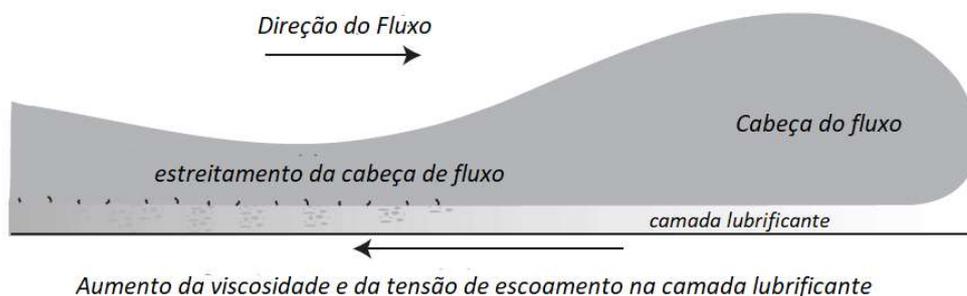


Figura 3.13 – Morfologia da cabeça de fluxo na aquaplanagem (Ilstad, et al., 2004)

Mohrig e Marr (2003) estudaram em laboratório os mecanismos de formação das correntes de turbidez. Foram identificados dois mecanismos principais para a formação dessas correntes: o primeiro envolve a erosão do material da cabeça do fluxo e o seu desprendimento provocado pela turbulência existente (Figura 3.14). O segundo envolve mais

diretamente a transformação do fluxo de detritos em uma corrente de turbidez devido aos esforços dinâmicos desenvolvidos pela água.

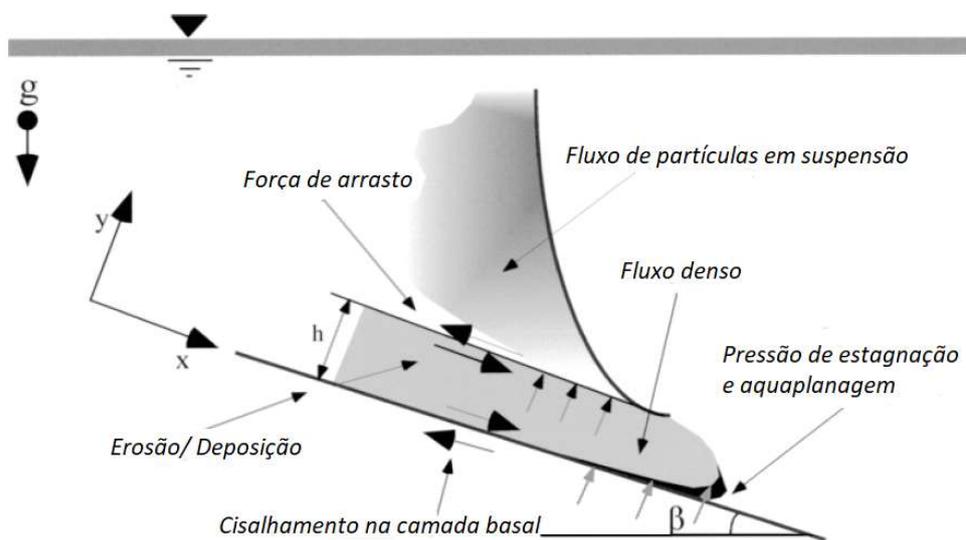


Figura 3.14 – Desprendimento de material da cabeça de fluxo para a formação da corrente de turbidez (Locat & Lee, 2002)

Nos fluxos onde a relação entre a tensão de escoamento e a pressão de estagnação causada pelo meio aquoso era menor do que 0,2, os autores só observaram processos ativos de erosão nas bordas do fluxo principal. Porém, quando essa relação era maior do que 0,2 as tensões dinâmicas foram suficientemente grandes, provocando o cisalhamento da frente de fluxo, e resultando no desprendimento contínuo de material fino, que misturado com a água, transformou-se em correntes de turbidez. Esse parâmetro de 0,2 não foi estabelecido como uma referência para determinar o comportamento dos fluxos, sendo necessário, segundo os autores, outras pesquisas para o estabelecimento desse valor. Porém, os resultados obtidos mostram a importância do estudo da tensão de escoamento no desenvolvimento de estudos das correntes de turbidez.

Constata-se assim que, com a incorporação de água durante o fluxo, o estudo dos fluxos de detritos submarinos é um problema complexo (Locat, 1997), e que o modelo reológico adotado para esse estudo deve ser capaz de incorporar as alterações provocadas pela mudança de umidade (e. g. Blasio, et al., 2003).

## 3.2 Estudo reológico de amostras da argila marinha da Bacia de Santos

### 3.2.1 Critérios para a definição do modelo reológico

Para a modelagem de fluxos de detritos submarinos, a literatura apresenta diversos modelos reológicos (e.g., Norem, et al., 1990; Julien e Léon, 2000; Vanoudheusden, et al., 2003; Huang e Aode, 2009; Jeong, 2014; Jeong, et al., 2014). No caso de misturas com baixa umidade, o modelo de *Herschell-Bulkley* (Imram, et al., 2001), além de possuir somente 3 parâmetros reológicos, é o que possui a melhor curva de ajuste, podendo ser utilizado para as primeiras fases da formação do fluxo. Porém pode não ser o mais adequado para a modelagem da corrida de fluxo. Nesse caso o modelo amplamente utilizado é o modelo de *Bingham*, que tem como principal vantagem a sua simplicidade.

Entretanto uma grande desvantagem do modelo de *Bingham* é a falta de adesividade entre o modelo numérico e o comportamento reológico do solo em situações com baixas taxas de cisalhamento, pois o modelo parte do princípio de que a uma taxa de cisalhamento nula, a tensão de cisalhamento não é diferente de zero. Por isso tem-se buscado o desenvolvimento de outros modelos reológicos mais adequados (Imram, et al., 2001; Blasio, et al., 2003; Jeong, 2014; Campos e Galindo, 2016). A Figura 3.15 apresenta um desses modelos, proposto por Jeong (2014).

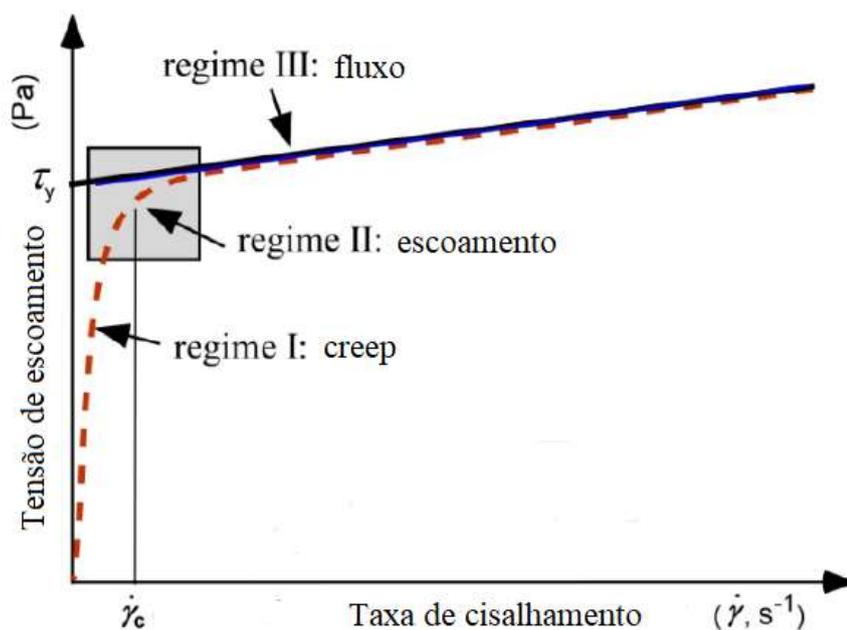


Figura 3.15 – Modelo de Bingham modificado com 3 regimes de fluxo, proposto por Jeong (2014)

Outro critério importante na escolha do modelo reológico é o número de variáveis e a facilidade de definição das mesmas (Barnes, 1999). Ou seja, pode ser mais eficiente a

utilização de modelos reológicos um pouco menos aderentes com o fenômeno, do que utilizar modelos precisos, porém com variáveis de difícil determinação.

Com base no que foi apresentado, e atendendo a demanda crescente de estudos reológicos de sedimentos marinhos finos (Jeong, et al., 2009; Jeong, et al., 2010; Zakeri, et al., 2010), foram estudadas 30 amostras de solo, cedidas pela Petrobrás e oriundas da plataforma continental da Bacia de Santos. Por fim, foi proposto um modelo que correlaciona o comportamento reológico do material com os parâmetros geotécnicos obtidos nos ensaios de caracterização.

### **3.2.2 Caracterização do material**

Primeiramente foram realizados os ensaios de caracterização (ABNT NBR 6457:2016; ABNT NBR 7181:2016) e de determinação de Limites de Atterberg (ABNT NBR 6459:2017; ABNT NBR 7180:2017) do solo de cada um dos 30 amostradores. A consolidação desses resultados encontra-se apresentada na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Resultado dos ensaios de caracterização e determinação dos Limites de Atterberg da argila marinha estudada

AMOSTRA	ARGILA	SILTE	AREIA			wL	wP	I <sub>P</sub>	w (%)
			FINA	MÉDIA	GROSSA				
1	74	26	0	0	0	106	36	70	97,79
2	65	33	2	0	0	104	29	75	71,36
3	73	25	1	1	0	117	39	78	97,34
4	71	27	1	1	0	90	36	54	79,89
5	75	23	1	1	0	95	39	56	80,02
6	44	45	9	2	0	90	24	66	63,69
7	17	79	4	0	0	54	22	32	52,36
8	48	47	4	1	0	82	30	52	71,30
9	60	37	2	1	0	106	38	68	80,45
10	71	29	0	0	0	105	36	69	92,03
11	64	36	0	0	0	114	28	86	93,24
12	48	48	4	0	0	95	26	69	78,23
13	42	47	10	1	0	81	25	56	80,18
14	62	37	1	0	0	86	56	30	97,79
15	55	42	2	1	0	82	24	58	69,18
16	52	47	1	0	0	67	18	49	74,67
17	44	53	3	0	0	67	23	44	57,35
18	29	64	7	0	0	64	19	45	50,07
19	65	32	1	2	0	104	27	77	89,98
20	45	51	4	0	0	68	21	47	73,44
21	43	43	10	4	0	85	28	57	87,76
22	72	26	1	1	0	110	31	79	81,95
23	51	49	0	0	0	87	24	63	65,05
24	77	23	0	0	0	100	37	63	91,29
25	46	52	1	1	0	83	25	58	76,89
26	44	51	4	1	0	80	23	57	74,13
27	60	37	2	1	0	94	26	68	81,79
28	71	29	0	0	0	107	37	70	84,27
29	57	40	2	0	1	91	26	65	71,95
30	56	42	2	0	0	92	25	67	78,00
<b>MÉDIA (%)</b>	<b>56,03</b>	<b>40,67</b>	<b>2,63</b>	<b>0,63</b>	<b>0,03</b>	<b>90,20</b>	<b>29,27</b>	<b>60,93</b>	<b>78,11</b>

A Figura 3.16 apresenta o gráfico de Casagrande com o resultado de 16 amostras representativas, onde pelo Sistema Unificado de Classificação de Solos (USCS), a argila é classificada como argila inorgânica de alta plasticidade

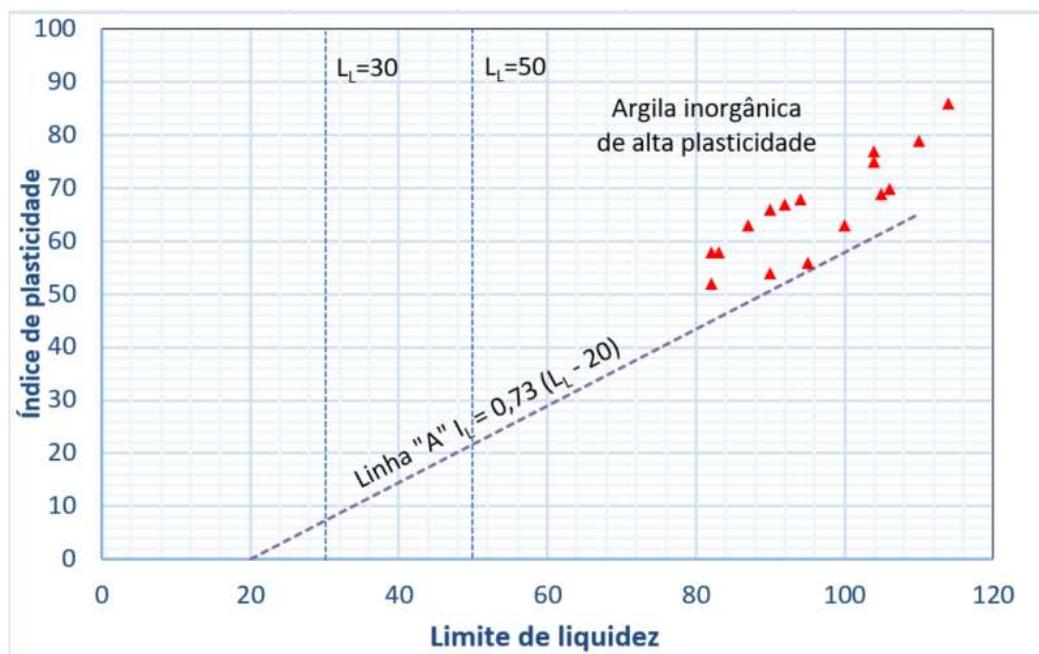


Figura 3.16 – Gráfico de Casagrande com 16 amostras representativas

A presença de matéria orgânica no solo foi verificada com a realização do ensaio de teor de carbono orgânico no Laboratório de Química dos Solos (LABGEO), normatizado pelo Manual de Análise de Solo (Embrapa, 1997). O procedimento consiste em uma titulação, sendo o resultado dado pela mudança da coloração da solução (Figura 3.17).

Para isso foram ensaiadas 16 amostras de diferentes amostradores. O resultado, mostrado na Tabela 3.2, indicam que o solo possui uma quantidade muito pequena de matéria orgânica.

Tabela 3.2 – Resultado do ensaio de teor de carbono

<b>Amostra</b>	<b>Teor de Matéria Orgânica (% em massa)</b>
Amostrador 1	0,533
Amostrador 2	0,273
Amostrador 3	0,343
Amostrador 4	0,172
Amostrador 5	0,216
Amostrador 6	Não foi possível definir o resultado
Amostrador 7	0,444
Amostrador 8	0,368
Amostrador 9	0,52
Amostrador 10	0,381
Amostrador 11	0,678
Amostrador 12	0,621
Amostrador 13	0,628
Amostrador 14	0,761
Amostrador 15	0,387
Amostrador 16	0,444

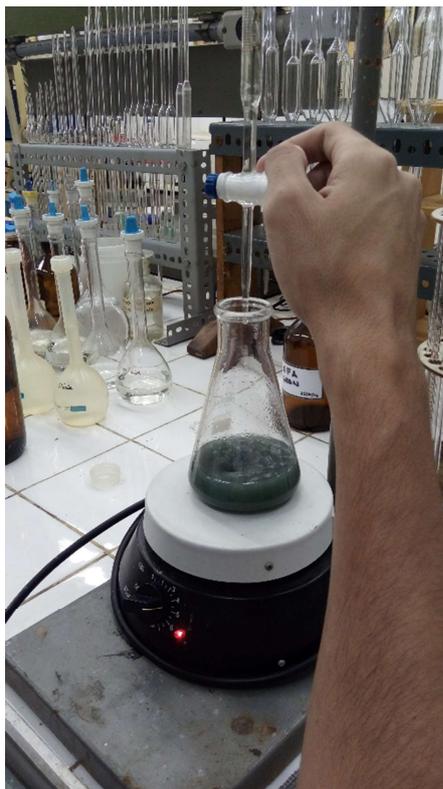


Figura 3.17 – Ensaio para a determinação do Teor de Carbono do solo

A análise mineralógica foi realizada em duas etapas. A primeira etapa no Laboratório de Microscopia Eletrônica de Varredura e Transmissão do Instituto Militar de Engenharia (IME), com o ensaio de Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV), onde foi identificada, de forma qualitativa, a composição química de diferentes amostras (Anexo I).

A segunda etapa foi a realização do ensaio de difração de Raio-X (DRX) das amostras. Esse ensaio foi executado no Centro de Tecnologia Mineral (CETEM), localizado no campus da UFRJ (Anexo II).

A análise dos resultados foi realizada com o auxílio do software MATCH! Da *Crystal Impact GbR*. O software foi utilizado devido a sua facilidade de operação, ao amplo banco de dados, e principalmente pela possibilidade de aplicar como filtro os elementos químicos identificados no ensaio de MEV.

A análise dos resultados mostrou a predominância de calcita ( $\text{Ca CO}_3$ ) – 40% a 60% - variando nas amostras, e Quartzo ( $\text{SiO}_2$ ) – 40% a 60% - variando entre as amostras. Em todas as amostras também foi detectada a presença de uma pequena quantidade de Halita ( $\text{NaCl}$ ) – menor que 3%.

### 3.2.3 Equipamentos

O reômetro utilizado nos estudos de reologia aqui realizados foi o RST-CC-SST, fabricado pela *Brookfield Viscometers e Rheometers* (Figura 3.18). Esse equipamento permite tanto a realização de ensaios com o controle da taxa de deformação cisalhante, quanto os de tensão controlada.

Permite ainda o uso de dois tipos de geometria. O primeiro é a de cilindros concêntricos, usualmente utilizado para a determinação das curvas de fluxo (ensaios de rampa) dos materiais. Nestas curvas a taxa de deformação cisalhante é continuamente aumentada (ensaio CR) e na sequência reduzida a zero, medindo-se então a tensão cisalhante relacionada a respectiva taxa de cisalhamento.

A outra geometria é a de palheta, com a qual é possível a realização de ensaios com a tensão controlada (CS), ou com a taxa de deformação controlada (CR), medindo-se assim a tensão de cisalhamento resultante. Ou seja, é essencialmente um ensaio de palheta (“vane test”).



*Figura 3.18 – Reômetro Brookfield RST-CC-SST, no caso mostrando os cilindros concêntricos para a determinação da curva de fluxo dos materiais*

O controle do ensaio e a aquisição de dados são automatizadas pelo software *Rheo3000* que permite a programação dos ensaios, a gravação e análise dos dados, e a determinação da melhor curva de ajuste, dentre as curvas de fluxo pré-definidas pelo software.

O equipamento, por ser um instrumento de alta precisão, possui um torque máximo de 100 mNm, e uma resolução de torque de 0,15  $\mu$ Nm, podendo ser utilizado dentro de uma faixa de velocidade de rotação de 0,01 a 1300 rpm. Para se aumentar a versatilidade do equipamento, ou seja, ampliar a faixa de tensão que ele pode trabalhar, são utilizadas geometrias de tamanhos diferentes. As tabelas 3.3 e 3.4 descrevem as características e tipos de geometrias existentes no Laboratório de ensaios centrífugos da COPPE (Figura 3.19).

*Tabela 3.3 - Geometria de palheta existentes no LM2C - COPPE*

CÓDIGO	COMPRIMENTO DA PALHETA (mm)	DIÂMETRO DA PALHETA (mm)	FAIXA DA TENSÃO DE CISALHAMENTO (Pa)
VT 20-10	20	10	41 - 27K
VT 30-15	30	15	12 - 8K
VT 60-30	60	30	1.6 - 1K

*Tabela 3.4 – Geometria de cilindros concêntricos existentes no LM2C - COPPE*

CÓDIGO	FAIXA DE VISCOSIDADE (Pa.s)	TAXA DE CISALHAMENTO (1/s)	TENSÃO DE CISALHAMENTO MÁXIMA (Pa)	VOLUME DA AMOSTRA (mL)
CCT-8	0,0003 - 27,6 K	0,0215 - 2,79K	594	68,5
CCT-14	0,002 - 177K	0,013 - 1,67K	2280	16,8
CCT-25	0,012 - 1M	0,013 - 1,68K	13000	3,4
CCT-40	0,065 - 5,41 M	0,013 - 1.672K	69600	1



Figura 3.19- Geometrias disponíveis no LM2C: (a) de cilindros concêntricos (de cima para baixo) CCT-40, CCT-25, CCT-14, CCT-8; (b) de palheta (de cima para baixo) VT 20-10, VT 30-15, VT 60-30

O controle de temperatura, é realizado pelo módulo de controle e manutenção da temperatura (Figura 3.20), responsável por manter constante a temperatura de um fluido termostático que circunda o material ensaiado (sem ter contato com o mesmo). A escolha do fluido termostático é baseada na faixa de temperatura dos ensaios, evitando-se a temperatura de congelamento ou evaporação do fluido. Como a temperatura dos ensaios foi de 24°C, o fluido utilizado foi a água destilada. No ensaio de palheta, esse fluido circula pela capsula térmica, fabricada para esse fim, e no ensaio com os cilindros concêntricos o fluido circula pela jaqueta térmica (Figura 3.21). As figuras Figura 3.22 e Figura 3.23 mostram a montagem dos ensaios.



Figura 3.20 – Módulo de controle e manutenção da temperatura



Figura 3.21 – Recipientes para controle de temperatura nos ensaios (a) cápsula térmica (ensaio de palheta); (b) jaqueta térmica (ensaio com os cilindros concêntricos)



Figura 3.22 – Montagem do ensaio com geometria de palhetas



Figura 3.23 – Montagem do ensaio com cilindros concêntricos. (A) jaqueta térmica, (B) cilindro externo, (C) cilindro interno, (D) tampa da jaqueta térmica, (E) posição de encaixe das peças, (F) equipamento preparado com as mangueiras de entrada e saída do fluido térmico encaixadas

### 3.2.4 Metodologia

A metodologia de preparação do material descrita abaixo é comum para os para os ensaios de palheta e de cilindros-concêntricos, e consistiu de:

- 1) Retirada do solo dos amostradores de PVC e colocação no misturador para a adição de água (Figura 3.24c);
- 2) Pesagem das amostras para o cálculo da quantidade de água a ser adicionada para a umidades desejada;
- 3) Adição de água destilada;
- 4) Homogeneização da mistura durante 30 minutos no misturador tipo planetário (Figura 3.24a). A Figura 3.24b mostra a amostra já homogeneizada;
- 5) Separação de 3 amostras para a determinação da umidade relativa real do material;
- 6) Concomitantemente com a preparação da amostra os equipamentos são ligados (reômetro, computador e sistema de controle de temperatura) e conectados;
- 7) A temperatura é ajustada e inicia-se a circulação de água no sistema. Além do controle de temperatura do equipamento, os ensaios são realizados com o condicionador do ar ambiente ajustado para a temperatura de 24°C.

O estudo desenvolvido consistiu, primeiramente, na realização do ensaio de rampa (determinação das curvas de fluxo), no qual o material foi colocado no sistema de cilindros concêntricos (CCS), e nele foi aplicada uma taxa de cisalhamento com aumento linear de  $0 \text{ s}^{-1}$  a  $100 \text{ s}^{-1}$ , seguido de um decréscimo de  $100 \text{ s}^{-1}$  a  $0 \text{ s}^{-1}$  enquanto a tensão de cisalhamento era monitorada. Essa faixa de taxa de cisalhamento foi estabelecida pois segundo Kobayashi, et al. (2015) é a faixa que se enquadram os fluxos de detritos submarinos. Além disso, Santoro, et al. (2012) observaram que para taxas de cisalhamento elevadas, as curvas de fluxo apresentam um novo regime de fluxo com curvas de fluxo com inclinação em torno de  $45^\circ$ . Sendo assim, a definição de um limite superior mais elevado do que  $100 \text{ s}^{-1}$  prejudicaria a precisão dos resultados. De forma sintética, as etapas do ensaio com o CCS para obtenção da curva de fluxo podem ser descritas da seguinte forma:

- 1) Separação de parte da amostra preparada para a realização do ensaio;
- 2) Definição da geometria mais apropriada em função da avaliação visual e tátil da consistência do material;
- 3) Colocação do solo no copo da geometria de cilindros concêntricos. A Figura 3.18 mostra como a geometria de cilindros concêntricos se encaixa no reômetro;
- 4) Configuração do software *Rheo3000*: taxa de cisalhamento inicial e final do ensaio, intervalo de duração, número de pontos a serem medidos pelo sistema e geometria (na maioria das vezes o sistema identifica automaticamente a geometria instalada, bastando a sua confirmação);
- 5) Iniciação do ensaio com o acompanhamento da construção da curva de fluxo, sendo possível a interrupção do ensaio caso se conclua que a geometria escolhida não é a mais adequada.



Figura 3.24 – (a) misturador tipo planetário; (b) mistura preparada; (c) grumos de argila marinha; (d) argila marinha preparada para o ensaio de palheta

Além do ensaio com o CCS, foi realizado o ensaio de cisalhamento com a geometria de palhetas. O ensaio de palheta é uma maneira simples e efetiva de se determinar a propriedade reológica de fluidos não-Newtonianos (e.g., Barnes e Nguyen, 2001; Steffe, 1996). O ensaio foi realizado com uma taxa de cisalhamento constante de  $0,1 \text{ s}^{-1}$ , com o objetivo de se medir a tensão máxima de cisalhamento de cada uma das misturas. As etapas de realização do ensaio de palheta foram:

- 1) Transferência da amostra preparada para o béquer, tomando-se o cuidado para não adensar o material, nem deixar espaços vazios. Essa transferência se faz com o auxílio de uma espátula, sendo o béquer preenchido por camadas (Figura 3.24d). A quantidade de material vai depender da geometria que será utilizada nos ensaios, pois a palheta deve estar a pelo menos 1 cm do fundo do recipiente, evitando assim o efeito de borda, e o topo da geometria precisa estar coberto para a realização dos ensaios;

- 2) Configuração do software *Rheo3000*, programando-se a velocidade de rotação ou a taxa de cisalhamento, o tempo de duração do ensaio e a taxa de registro de dados medidos pelo sistema;
- 3) Instalação da palheta no reômetro e inserção da mesma na mistura. A penetração da palheta deve ser realizada de forma lenta e constante, e a mesma deve ser inserida o mais próximo possível do centro do béquer, minimizando-se assim o efeito de borda das paredes do recipiente;
- 4) Acionamento do reômetro. Assim como no ensaio de cilindros concêntricos, é possível o acompanhamento do ensaio em tempo real, possibilitando a interrupção do ensaio em caso de alguma anormalidade nos resultados. A Figura 3.25 apresenta o final do ensaio de palheta, onde, após retirada a geometria, a superfície de cisalhamento está bem definida.



*Figura 3.25- Final do ensaio de cisalhamento com geometria de palheta*

### **3.3 Resultados dos ensaios**

Os estudos reológicos foram realizados em solos provenientes de 6 amostradores, oriundos de diferentes pontos da Bacia de Santos, sendo que cada um desses solos foi ensaiado em três umidades diferentes, totalizando assim 36 ensaios (18 com CCS e 18 com palheta)

As umidades das amostras foram definidas após o ensaio de caracterização, somando-se, em cada amostra 10 a 20 por cento da umidade anterior. Os resultados dos ensaios de cilindros concêntricos estão apresentados na Figura 3.26.

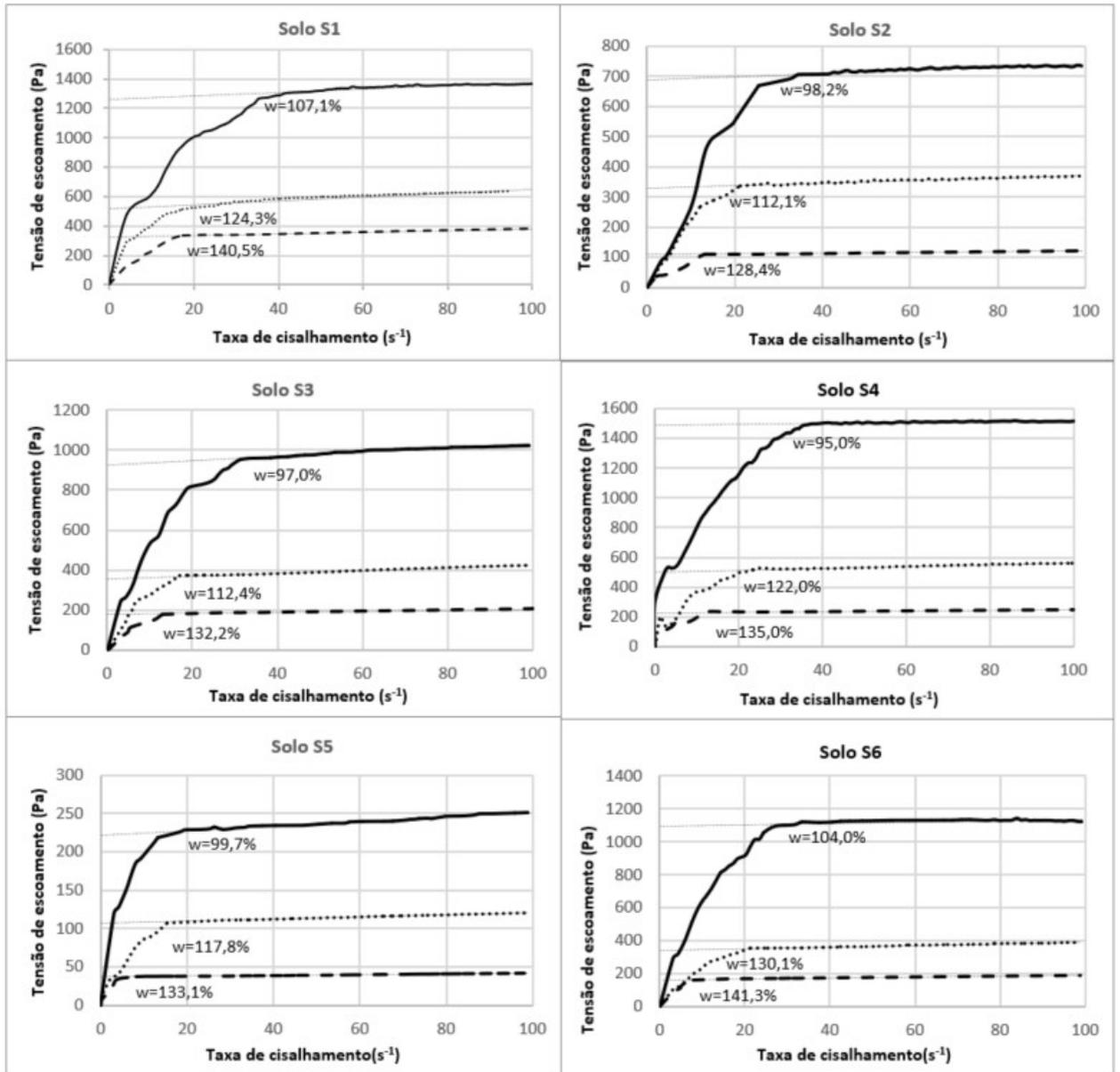


Figura 3.26 – Curvas de fluxo das 18 amostras de solo ensaiadas

A Figura 3.27 apresenta os resultados dos ensaios das amostras 2 e 6 com o uso da geometria de palhetas e a de cilindros concêntricos. Comparando o resultado dos ensaios é possível verificar que o valor da tensão de escoamento do ensaio com CCS (na modelagem por Bingham) é muito próxima da resistência ao cisalhamento encontrado no ensaio de palheta.

Uma comparação mais detalhada pode ser realizada observando a Figura 3.28, onde o valor da tensão de escoamento e da tensão de cisalhamento das 18 amostras são apresentadas. Pelo gráfico de barras é possível constatar que a tensão nas curvas de fluxo é maior do que o obtido nos ensaios de palheta, e isso pode ser explicado pelo *strain rate effect* (e.g., Sigh e Mitchell, 1968; Bjerrum, 1972; Chandler, 1988; Bowles, et al., 2003; Yang, et al., 2015), que de forma sucinta, consiste na influência da parcela viscosa na resistência do solo.

Corroborar essa conclusão o fato de que, de modo geral, a diferença de resistência é maior nas misturas de menor umidade de cada amostra, onde o material é mais viscoso.

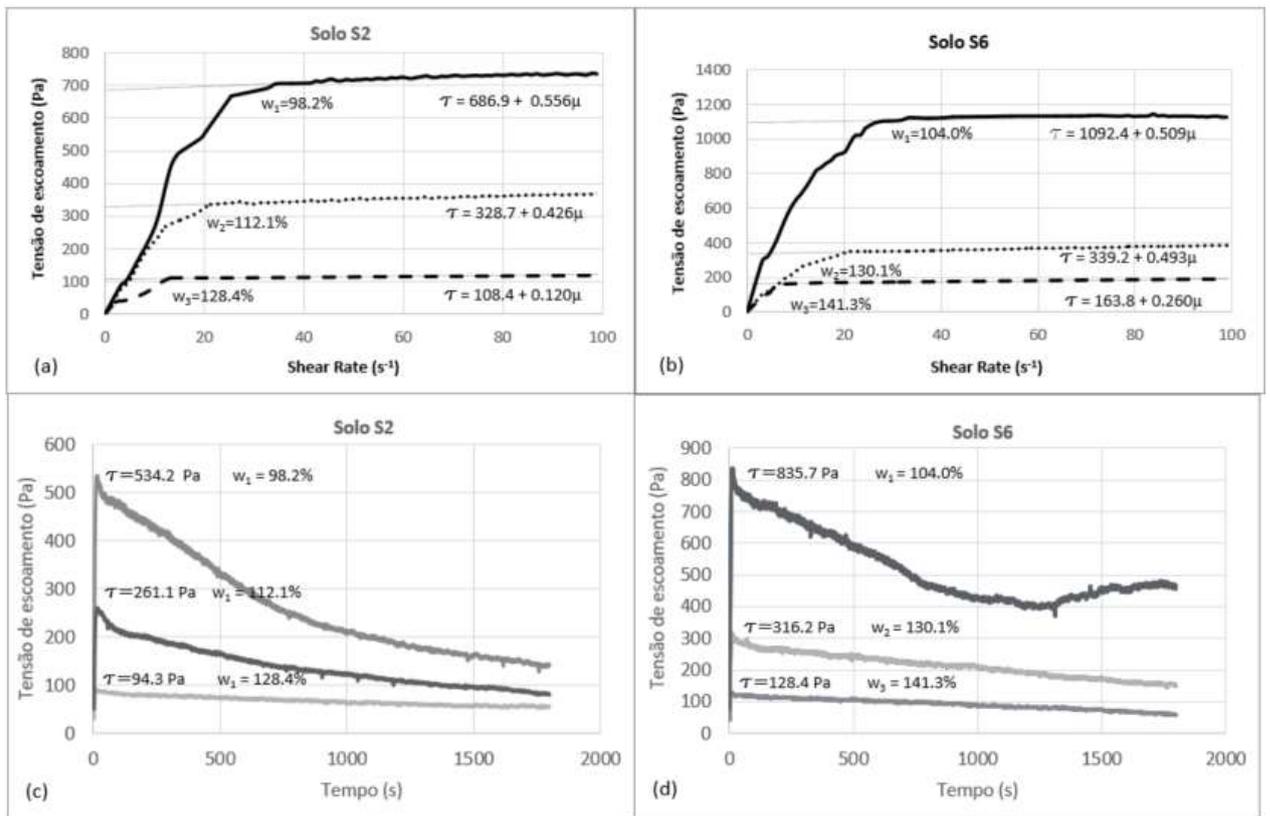


Figura 3.27 – Comparação da tensão de escoamento do ensaio com CCS com a resistência ao cisalhamento do ensaio de palheta

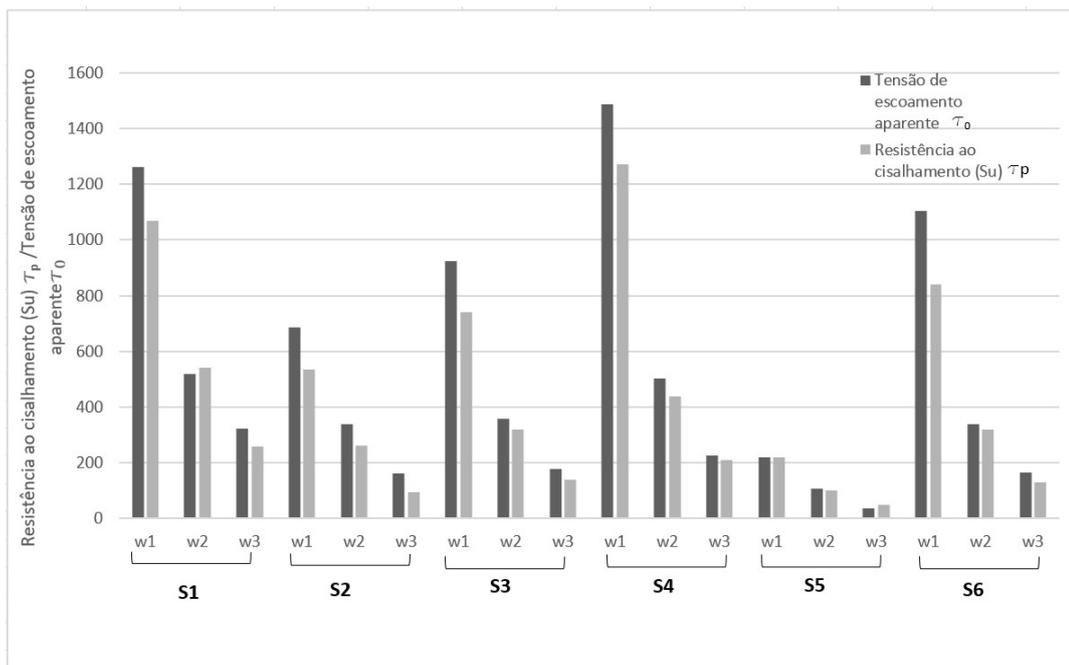


Figura 3.28 – Tensão de escoamento x Resistência ao cisalhamento das 18 amostras de argila do marinha da Bacia de Santos

A comparação ainda deixa clara uma das vantagens dos modelos bilinear e de Bingham, que é o sentido físico da tensão de escoamento, pois ao contrário dos outros modelos reológicos, que podem possuir uma adesão maior com os dados experimentais, a tensão de escoamento do modelo clássico de Bingham pode ser definida com uma margem aceitável de erro com um ensaio de simples realização como o de palheta.

### 3.4 Análise dos resultados e modelo reológico proposto

Pela análise das curvas de fluxo da Figura 3.26, é possível concluir que:

- O aumento da umidade provoca a redução da tensão de escoamento do material;
- O aumento da umidade provoca a redução da taxa de cisalhamento em que ocorre a mudança de inclinação da curva de fluxo;
- A parcela de resistência referente a viscosidade em relação a tensão total de cisalhamento é muito pequena, se comparada com a parcela da tensão de escoamento. Essa característica foi também observada por Locat e Lee (2002), que citou que nos fluxos de detritos submarinos, a parcela da tensão de escoamento pode ser cem vezes maior do que a parcela referente a viscosidade

A adequação de um modelo reológico para a análise de problemas complexos como o estudo dos fluxos de detritos submarinos é função da evolução dos métodos numéricos e da capacidade computacional disponíveis. Até pouco tempo atrás, os estudos eram realizados principalmente modelando-se por Bingham (e.g., Blasio, et al., 2003), ou por Herschell-Bulkley (Imram, et al., 2001), o que propiciou o entendimento de vários mecanismos que envolvem o fenômeno.

Contudo, como o fenômeno se desenvolve em ambiente submerso, sabe-se que as propriedades reológicas do material não permanecem constantes, e a adaptabilidade do modelo reológico é um dos requisitos desejáveis para um estudo mais aprofundado do problema, o que restringe bastante a utilização dos modelos citados. Porém o aumento da capacidade de processamento computacional, que propiciou uma abordagem multifásica (solo e água, por exemplo), tornou viável a utilização de modelos que se adaptam as variações sofridas pelo material.

O modelo reológico proposto neste trabalho possui é bilinear, sendo assim possui dois regimes de fluxo (Figura 3.29). São os seguintes os principais elementos do modelo:

$\tau_0$  - corresponde a tensão de escoamento do fluido de Bingham. Nesse trabalho essa tensão será denominada tensão de escoamento aparente para que não haja confusão com a definição de tensão de escoamento utilizada na mecânica dos solos (Barnes, 1999);

$\mu$  - é a viscosidade de Bingham, ou viscosidade plástica do fluido;

$\dot{\gamma}_c$  - é a taxa de cisalhamento crítica, e corresponde ao valor da taxa de cisalhamento em que a curva de fluxo muda de comportamento

$\tau_c$  - é a tensão de escoamento crítica, correspondente a taxa de cisalhamento crítica.

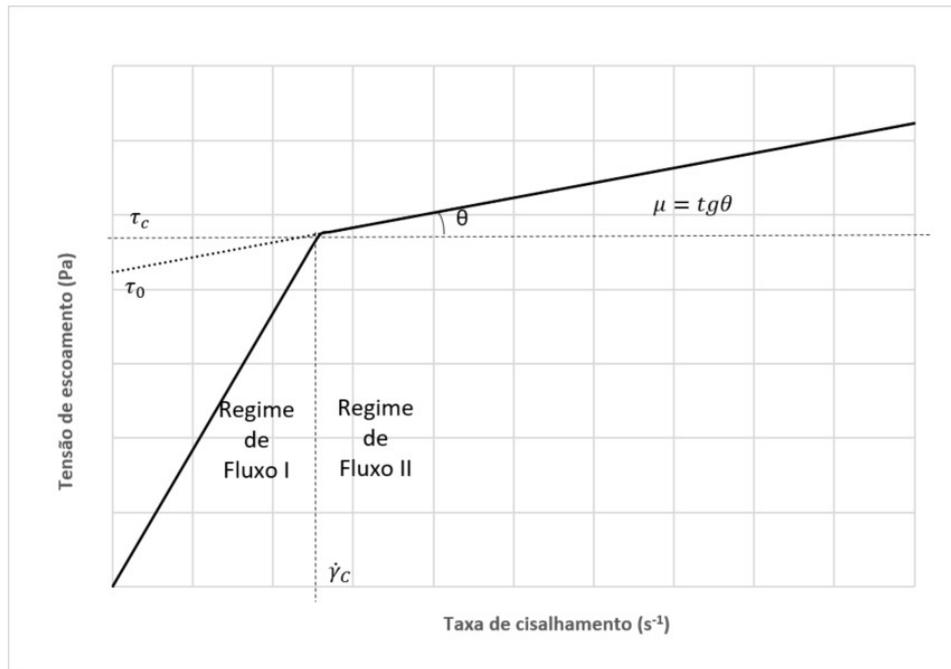


Figura 3.29 – Modelo reológico proposto

O regime de fluxo I, válido para  $\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_c$ , é modelado como uma abordagem de fluido newtoniano, sendo governado pela equação:

$$\tau = \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c} \tau_c \quad (\text{Equação 3.40})$$

Diferentes de outros modelos bilineares, a tensão de escoamento não foi definida em função da viscosidade elástica, possibilitando a redução do número de parâmetros. O regime de fluxo II, modelado como um fluido de Bingham, é válido para  $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_c$ , sendo governado pela expressão (equação 3.3):

$$\tau = \tau_0 + \mu \dot{\gamma}$$

Sendo assim, o modelo reológico proposto possui somente 3 parâmetros:  $\tau_0$ ,  $\mu$  e  $\dot{\gamma}_c$ . A Tabela 3.5 apresenta o valor desses três parâmetros obtidos nos 18 ensaios realizados (Figura 3.23) com o CCS.

Tabela 3.5 – Resultado dos parâmetros

Amostras	$\tau_0$ (Pa)	$\mu$ (Pa. s <sup>-1</sup> )	$\dot{\gamma}_c$ (s <sup>-1</sup> )	Amostras	$\tau_0$ (Pa)	$\mu$ (Pa. s <sup>-1</sup> )	$\dot{\gamma}_c$ (s <sup>-1</sup> )
<b>S1</b>	w <sub>1</sub>	1261.6	1.168	<b>S4</b>	w <sub>1</sub>	1486.2	0.302
	w <sub>2</sub>	519.2	1.337		w <sub>2</sub>	503.3	0.589
	w <sub>3</sub>	324.3	0.559		w <sub>3</sub>	226.1	0.322
<b>S2</b>	w <sub>1</sub>	686.9	0.556	<b>S5</b>	w <sub>1</sub>	221.2	0.304
	w <sub>2</sub>	328.7	0.426		w <sub>2</sub>	107.2	0.140
	w <sub>3</sub>	108.4	0.120		w <sub>3</sub>	37.6	0.047
<b>S3</b>	w <sub>1</sub>	923.4	1.092	<b>S6</b>	w <sub>1</sub>	1092.4	0.509
	w <sub>2</sub>	358.3	0.661		w <sub>2</sub>	339.2	0.493
	w <sub>3</sub>	178.6	0.260		w <sub>3</sub>	163.8	0.260

A correlação por fórmulas empíricas da tensão de escoamento aparente com o índice de liquidez foi objeto de estudo de vários trabalhos (e.g., Locat, 1997; Blasio, et al., 2003; Issler, et al., 2005). Outros autores estudaram a correlação da viscosidade com o  $I_L$ , para valores de  $I_L > 1$  (e.g., Campos e Galindo, 2016; Jeong, et al., 2010; Jeong, 2014). A Figura 3.30 mostra a curva de correlação dos parâmetros do modelo proposto com o  $I_L$  das amostras ensaiadas, onde foram obtidas as seguintes relações empíricas:

$$\tau_0 = 780.8 I_L^{-2.77} \quad (\text{Equação 3.41})$$

$$\mu = 0.82 I_L^{-2.35} \quad (\text{Equação 3.42})$$

$$\dot{\gamma}_C = 27.64 I_L^{-1.11} \quad (\text{Equação 3.43})$$

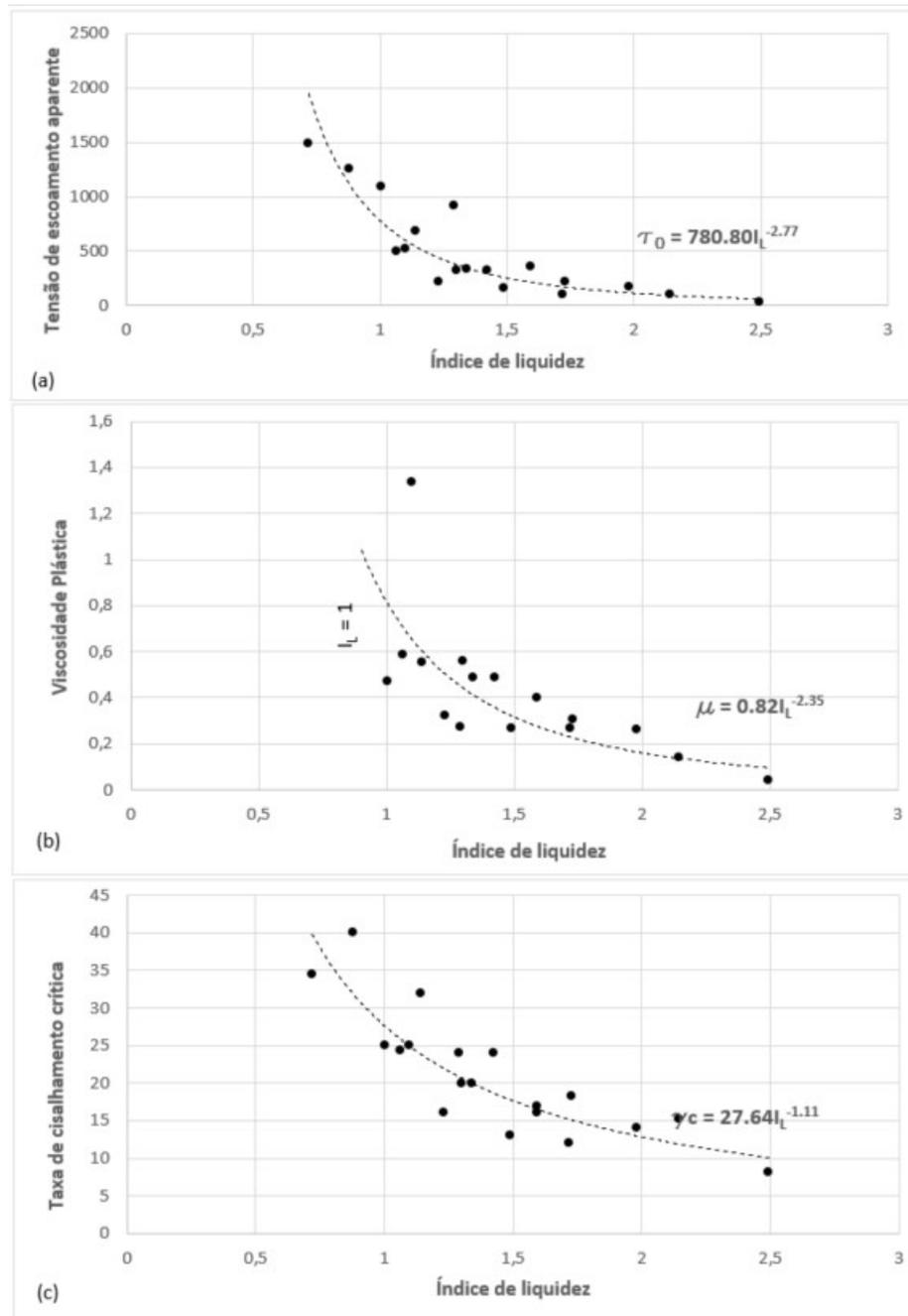


Figura 3.30 - Curva de correlação dos parâmetros do modelo proposto com o  $I_L$  das amostras ensaiadas

Na curva de ajuste, foi constatada a redução exponencial do valor dos parâmetros do modelo à medida em que o  $I_L$  aumentou. Uma forma clássica de apresentar a correlação da tensão de escoamento com o  $I_L$  proposta por Locat (1997) é se dá por uma expressão do tipo:

$$\tau_0 = \left(\frac{a}{I_L}\right)^b \quad (\text{Equação 3.44})$$

onde  $a$  e  $b$  são parâmetros empíricos definidos pela curva de ajuste de resultado dos ensaios. Na tabela 3.6 os parâmetros  $a$  e  $b$  da curva de ajuste são comparados com os valores encontrados para o solo estudado.

Tabela 3.6 – Comparação dos parâmetros *a* e *b* encontrados por Locat (1997) com os parâmetros encontrados para a argila marinha da Baía de Santos

a	b	Autor	Salinidade da água adicionada
9.92	2.77	Pesquisa atual	0 g/L
5.81	4.55	Locat (1997)	0 g/L

Tomando as equações 3.41 e 3.42, e substituindo na equação 3.3, correspondente ao regime de fluxo II do modelo proposto, a tensão de cisalhamento pode ser encontrada por:

$$\tau = 780.8 I_L^{-2.77} + 0.82 I_L^{-2.35} \dot{\gamma} \quad (\text{Equação 3.45})$$

Com essa alteração, os parâmetros reológicos de viscosidade plástica e tensão de escoamento foram substituídos por um parâmetro geotécnico ( $I_L$ ). A grande vantagem do uso do  $I_L$  é que, determinados os limites de Atterberg do solo, a única variável independente acaba sendo a umidade.

Para o regime de fluxo I, substituindo a equação 3.43 na equação 3.45, a tensão de cisalhamento crítica será calculada por:

$$\tau_c = 780.8 I_L^{-2.77} + 22.61 I_L^{-3.45} \quad (\text{Equação 3.46})$$

Com a correlação da taxa e da tensão de escoamento crítica (Equações 3.42 e 3.45), é possível determinar a tensão de cisalhamento em todo o domínio do regime de fluxo I em função da umidade do material

A verificação da validação do modelo proposto está apresentada na Figura 3.31. Os gráficos apresentam as curvas de fluxo experimental e a curva teórica de 9 amostras, referentes aos solos S1, S3 e S4, e dessa comparação pode-se concluir que:

- O comportamento do modelo acompanhou a variação ocorrida nas curvas experimentais;
- O modelo proposto, apesar de sua extrema simplicidade (possui apenas um parâmetro reológico), caracteriza-se pela sua adaptabilidade a alteração das propriedades do material. Além disso, a variável independente utilizada é um parâmetro geotécnico, a umidade relativa, que pode ser determinada nas modelagens numéricas;
- Os dois parâmetros principais para o ajuste são a tensão de escoamento aparente e a taxa de cisalhamento crítica. A variação da viscosidade plástica influenciou muito pouco no ajuste do modelo, ratificando assim o que fora mencionado por

Locat e Lee (2002) a respeito da parcela referente a esse parâmetro na resistência ao cisalhamento total.

O modelo proposto foi desenvolvido com os ensaios desenvolvidos com amostras de argila marinha da Bacia de Santos, sendo específico para esse material, porém a metodologia proposta é válida para qualquer outro tipo de solo, bastando a determinação da correlação do índice de liquidez com os três parâmetros principais: Tensão de escoamento aparente, taxa de cisalhamento crítica e viscosidade plástica.

Para fins práticos, no caso de misturas com umidades elevadas, como ocorre nas corridas dos fluxos de detritos submarinos, o terceiro parâmetro poderia até mesmo ser suprimido, adotando-se assim um regime de fluxo newtoniano, seguido de um regime com a tensão de cisalhamento constante, reduzindo ainda mais a demanda de capacidade computacional para a modelagem. Por fim, é interessante a realização de estudos adicionais com uso de amostras de solo de bacias vizinhas para a validação do modelo proposto.

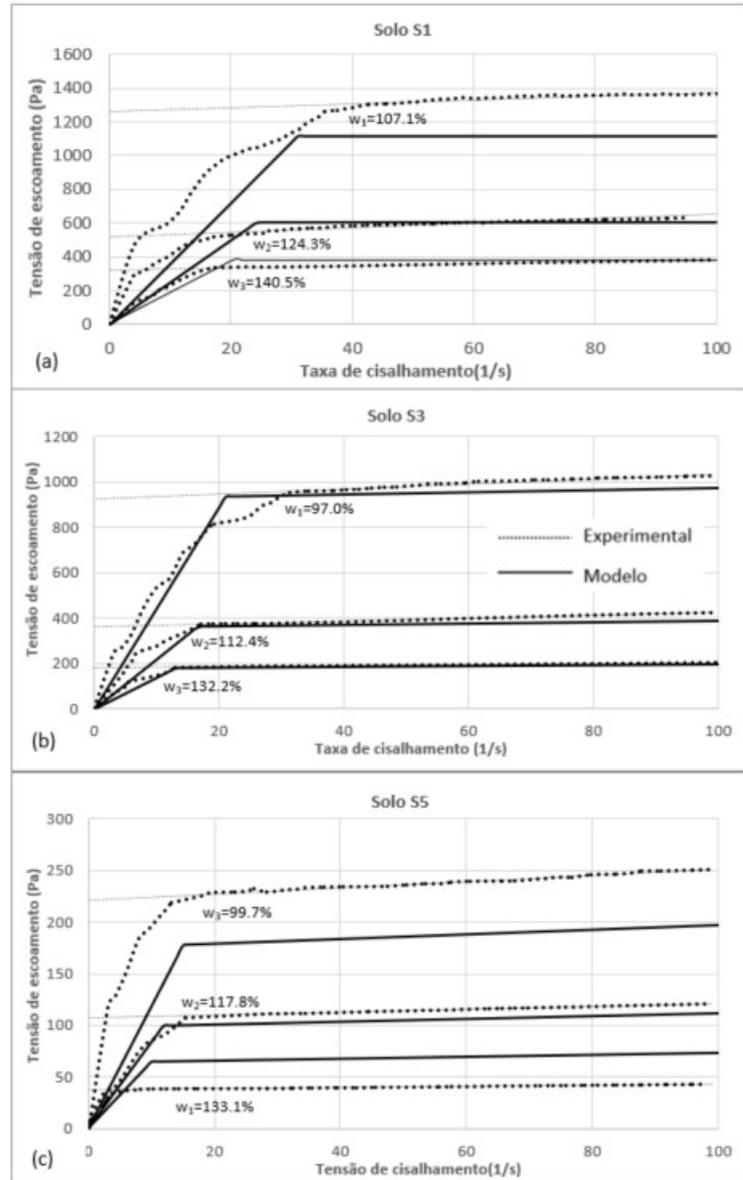


Figura 3.31 - Verificação da validação do modelo proposto. (a) amostras do solo S1; (b) amostras do solo S3; (c) amostras do solo S5

### 3.5 Resumo do capítulo

A reologia é o ramo da ciência que estuda as deformações e escoamentos dos materiais, tendo grande aplicação no estudo dos fluidos em geral a aplicações nas áreas de Óleo e Gás, Alimentos e Cosmética, dentre várias outras. Na Mecânica dos Solos a Reologia é em geral associada ao estudo do comportamento dos materiais nos quais a velocidade de cisalhamento tem particular influência.

O comportamento dos solos é definido pelos seus parâmetros reológicos, sendo os dois principais: a viscosidade e a tensão de escoamento. A variação desses dois parâmetros em função a taxa de cisalhamento resultará na curva de fluxo do material.

As curvas de fluxo, que correlacionam a resistência ao cisalhamento com a taxa de escoamento podem ser ajustadas por modelos matemáticos denominados modelos reológicos. Existem vários tipos de modelos reológicos, entre eles: newtoniano, Bingham, Casson, Herschel-Bulkley, Bilinear, e a escolha do modelo mais adequado não depende somente do ajuste da curva do modelo matemático com a curva de fluxo, mas principalmente, da facilidade de obtenção dos parâmetros reológicos.

A determinação dos parâmetros reológicos é realizada com o uso de viscosímetros e reômetros. A diferença básica entre os dois tipos de instrumentos é que o primeiro fornece somente a viscosidade do material, e o segundo, além da viscosidade, os outros parâmetros como a tensão de escoamento, módulo cisalhante, entre outros.

No estudo dos fluxos de detritos submarinos, principalmente na fase de desenvolvimento do fluxo e transformação, o material se comporta como um fluido não-newtoniano, destacando assim a importância da reologia e dos princípios da mecânica dos fluidos para o entendimento desses eventos.

Sendo assim, para o estudo reológico da argila marinha da Bacia de Santos, que concentra as maiores reservas do pré-sal brasileiro, foram estudadas amostras extraídas de diferentes pontos da região. Após a caracterização, cálculo do teor de matéria orgânica, e determinação dos Limites de Atterberg, foram realizados ensaios reológicos nas amostras. Os estudos consistiram em testar 6 solos diferentes, cada um em 3 umidades, totalizando assim 18 amostras.

O resultado dos ensaios foi a determinação de 18 curvas de fluxo com o ensaio de CCS, e a resistência ao cisalhamento das 18 amostras através do ensaio de palheta. A primeira constatação foi que, utilizando a modelagem de Bingham, o valor da tensão de escoamento obtida na curva de fluxo é muito próximo do valor da resistência ao cisalhamento da palheta.

Além disso, foi possível verificar que existe uma correlação exponencial entre o Índice de Liquidez dos materiais com a tensão de escoamento, a viscosidade, e com o ponto onde a curva de fluxo muda seu comportamento (taxa de cisalhamento crítica), o que possibilitou a proposição de um modelo reológico cujos parâmetros reológicos foram substituídos por funções cuja única dependente variável é o  $I_L$ .

As vantagens do modelo proposto são a sua simplicidade, pois foi baseado na estrutura de um modelo bilinear, e principalmente o fato de ser um modelo adaptativo, ou seja, não possuem os parâmetros reológicos constantes, simulando as alterações decorrentes da mistura do solo com a água nos fluxos submarinos.

## **4 MODELAGEM CENTRÍFUGA**

### **4.1 Revisão Bibliográfica**

#### **4.1.1 Conceitos Gerais**

Segundo (Madabhushi, 2014), a modelagem centrífuga tem é uma das ferramentas que podem auxiliar o estudo de problemas geotécnicos nos casos em que as condições geotécnicas são não-convencionais, o modelo constitutivo do solo não é bem definido, ou quando o carregamento previsto não é usual, ou é extremo. A seguir estão listadas as possibilidades e vantagens da utilização da modelagem centrífuga (Madabhushi, 2014):

- Capacidade para a investigação de problemas complexos utilizando-se modelos físicos em escala reduzida sob campo gravitacional modificado;
- Utilização de instrumentos miniaturizados no modelo, possibilitando o registro do comportamento do solo antes, durante e depois da ruptura do modelo;
- Realização de ensaios precisos e repetitivos, propiciando a confiabilidade nos resultados e comportamentos observados;
- Possibilita a construção de modelos com históricos de tensões conhecidos e bem controlados;
- Possibilita a realização de eventos raros e com cargas extremas, como as resultantes de terremotos, que podem ser simulados em centrífugas com atuadores customizados;
- Possibilita a construção em voo de sequências complexas de construção, possibilitando estudar o correto histórico de tensões de um problema;

Por outro lado, os ensaios centrífugos possuem várias restrições, sendo a principal delas a impossibilidade de simular todas as condições reais do problema, em termos de carregamentos e propriedades do solo, como ocorre em campo. Também, devido ao alto custo, a realização de análises paramétricas com muitos ensaios é inviável. Sendo assim, a modelagem centrífuga deve ser utilizada para ensaiar problemas bem definidos, e os dados serão utilizados para o entendimento dos mecanismos tanto em estado limite de serviço (ELS), como em estado limite último (ELU). Esse entendimento pode ser utilizado para o desenvolvimento de metodologias de projetos, ou para a realização de previsões obtidas por meio de métodos numéricos ou analíticos.

No caso dos deslizamentos submarinos, os mecanismos envolvidos ainda não são totalmente compreendidos. Isso porque a observação direta dos fenômenos é uma tarefa complexa, dada a impossibilidade de monitoramento dos eventos reais. Porquanto, o uso de modelagens físicas e numéricas tem sido ferramentas fundamentais para o entendimento do

problema (e.g., (Dey, et al., 2016); (Kobayashi, et al., 2015); (Talling, et al., 2012); (Sawyer, et al., 2012); (Boniello, et al., 2010); (Julien & Paris, 2010); (Mazzanti, et al., 2010); (Azizian & Popescu, 2003); (Zangeneh & Popescu, 2003); (Laberg & Vorren, 2000).

#### 4.1.2 Leis de escala

O princípio da modelagem na centrífuga é reproduzir o comportamento de um protótipo em um modelo em escala reduzida  $N$  vezes submetido à aceleração centrífuga  $N$  vezes a aceleração da gravidade. Com esta técnica o peso próprio, tensões e processos dependentes da gravidade são corretamente reproduzidos. Assim sendo, a partir de modelos em escala reduzida pode ser reproduzido o protótipo utilizando-se leis de escala já estabelecidas (Schofield, 1980).

As bases para o desenvolvimento das leis de escala convencionais para a modelagem centrífuga são descritas por (Taylor, 1995) e podem ser resumidas como se segue:

- a) Se dois corpos composto por materiais com propriedades idênticas, são produzidos dentro de condições geométricas similares, sendo o segundo (modelo), produzido na escala  $1/N$  (dimensão) do primeiro (protótipo), e considerando que o peso do modelo aumenta  $N$  vezes devido a aceleração propiciada pela centrífuga, então a tensão inicial dos mesmos pontos correspondentes do modelo e do protótipo serão as mesmas, desde que as condições de contorno sejam similares.
- b) Se o aumento de tensão é exclusivamente determinado pelo aumento de deformação, o campo de deformação do modelo será o mesmo campo do protótipo. Assim: deslocamento (modelo) =  $1/N$  deslocamento (protótipo).
- c) Se a distribuição do excesso de poro pressão no interior do modelo e do protótipo for similar, então todos os fenômenos primários de fluxo e de adensamento no modelo serão modelados para um intervalo de tempo de  $N^2$  vezes maior do que no protótipo;

Segundo (Taylor, 1995), as leis de escala convencionais derivam da necessidade de se garantir a similaridade da tensão entre o modelo e o protótipo. Se uma aceleração de  $N$  vezes a aceleração da gravidade é aplicada em um material de densidade  $\rho$ , então a tensão vertical  $\sigma_v$  na profundidade  $h_m$  no modelo é dada por:

$$\sigma_{vm} = \rho N g h_m \quad (\text{Equação 4.1})$$

No protótipo tem-se:

$$\sigma_{vp} = \rho g h_p \quad (\text{Equação 4.2})$$

Então para  $\sigma_{vm} = \sigma_{vp}$ , então  $h_m = N h_p$ , e o fator de escala para dimensões lineares é 1:N.

A Tabela 4.1 mostra um resumo das principais Leis de Escala convencionais

Tabela 4.1- Leis de escala convencionais (Schofield, 1980)

Parâmetro	Relação de Escala Modelo / Protótipo
Gravidade	N
Comprimento	1/N
Densidade	1
Massa	1/N <sup>3</sup>
Tensão	1
Deformação	1
Força	1/N <sup>2</sup>
Momento Fletor	1/N <sup>3</sup>
Tempo (difusão)	1/N <sup>2</sup>
Tempo (relaxação)	1

#### 4.1.3 Leis de Escala para o estudo de fluxos de detritos

A modelagem centrífuga de eventos onde ocorrem grandes deformações, como os fluxos de detritos não atendem às leis de escala convencionais, pois nesses casos a variação da tensão não é mais proporcional a deformação do material, mas da taxa de deformação do mesmo.

Gue (2012), em sua tese de doutoramento, apresentou uma proposta de Leis de Escala para a modelagem centrífuga de fluxos. Para isso foram adotadas as seguintes premissas:

- i. O fluido (lama) possui comportamento newtoniano, sendo desprezada a parcela de resistência referente a tensão de escoamento;
- ii. A viscosidade dinâmica é a mesma em escala de protótipo e em modelo;
- iii. Os efeitos do regime de fluxo (laminar ou turbulento) não são considerados na formação das Leis de Escala;
- iv. A interação entre o fluxo de lama e a água não foi levada em consideração na modelagem;
- v. Simplificação das equações de Conservação de massa e de quantidade de movimento pela aplicação da Teoria do *Depth Average* (Iverson & Denlinger,

2001) que elimina a dependência das equações a dependência da coordenada normal a superfície de fluxo.

Aplicando-se as premissas citadas, são obtidas as seguintes correlações entre o modelo e o protótipo:

$$\left[ \bar{v}_x \cdot \frac{3v_f \mu}{(\rho - \rho_w) g_z \bar{h}^2} \right]_{\text{modelo}} = \left[ \bar{v}_x \cdot \frac{3v_f \mu}{(\rho - \rho_w) g_z \bar{h}^2} \right]_{\text{protótipo}} \quad (\text{Equação 4.3})$$

$$\left[ t \cdot \frac{3v_f \mu}{(\rho - \rho_w) \bar{h}^2} \right]_{\text{modelo}} = \left[ t \cdot \frac{3v_f \mu}{(\rho - \rho_w) \bar{h}^2} \right]_{\text{protótipo}} \quad (\text{Equação 4.4})$$

Onde  $\bar{v}_x$  é a velocidade média do fluxo na direção x (paralela à superfície do talude);  $\rho$  é a densidade da mistura;  $\rho_w$  é a densidade do fluido envolvente;  $g_z$  é a aceleração gravitacional;  $\bar{h}$  é a espessura do fluxo;  $v_f$  é a fração em volume do fluido, e  $\mu$  é a viscosidade da mistura.

Combinando essas equações tem-se:

$$\left( \frac{t_{\text{modelo}} g_{\text{modelo}}}{\bar{v}_x \text{ modelo}} \right) = \left( \frac{t_{\text{protótipo}} g_{\text{protótipo}}}{\bar{v}_x \text{ protótipo}} \right) \quad (\text{Equação 4.5})$$

Em relação a altura do fluxo, não existe alteração em relação as leis de escala convencionais, então:

$$h_{\text{protótipo}} = N h_{\text{modelo}} \quad (\text{Equação 4.6})$$

Isso significa que o campo de tensões dentro do fluxo é o mesmo no protótipo e no modelo, enquanto o atrito na base for o mesmo.

Porém, considerando que no fluxo de detritos submarinos o solo que compõe o fluxo está sofrendo grandes deformações, e tomando as Equações 4.3 e 4.6, deduz-se que a lei de escala para a velocidade de fluxo pode ser calculada por:

$$\bar{v}_{\text{protótipo}} = N \bar{v}_{\text{modelo}} \quad (\text{Equação 4.7})$$

Onde  $\bar{v}$  é a velocidade média do fluxo.

Da Equação 4.4 em 4.6 é possível se obter as leis de escala para o tempo:

$$t_{\text{protótipo}} = N^2 t_{\text{modelo}} \quad (\text{Equação 4.8})$$

Sendo a velocidade média  $\bar{v}_{protótipo} = N\bar{v}_{modelo}$ , um incremento de distância percorrida pelo fluxo,  $dL$ , pode ser definida como a velocidade média multiplicada pelo incremento de tempo,  $dt$ :

$$dL_{modelo} = \bar{v}_{modelo} \times dt_{modelo} \quad (\text{Equação 4.9})$$

Substituindo as Equações 4.7 e 4.8 na Equação 4.9 é possível determinar a lei de escala para distância percorrida do fluxo, que será:

$$dL_{protótipo} = N^3 dL_{modelo} \quad (\text{Equação 4.10})$$

A tabela 4.2 apresenta um resumo das leis de escala para o caso de modelagem centrífuga de um fluxo de detritos:

Tabela 4.2 - Leis de escala, segundo GUE (2012) para modelagem centrífuga de corridas de fluxo

Parâmetro	Protótipo	Escala do modelo
Aceleração da gravidade	1	N
Comprimento	L	L/N
Distância do fluxo	L	L/N <sup>3</sup>
Área	A	A/N <sup>2</sup>
Volume	Vol	Vol/N <sup>3</sup>
Tensão	$\sigma$	$\sigma$
Deformação	$\epsilon$	$\epsilon$
Porosidade	u	u
Velocidade do fluxo	v	v/N

As Leis de escala propostas por Gue (2012) trouxeram como uma importante contribuição a aplicação da Teoria do *Depth Average*, que facilitou a modelagem numérica, porém é muito incipiente quando considera todos os fluidos como newtonianos.

Outra Lei de Escala para fluxos de detritos submarinos foi proposta por Mei et al. (2018). Para isso se assumiu que  $(\rho_w)_P = (\rho_w)_M$  e  $(\rho_d)_P = (\rho_d)_M$ , e que existe similaridade dos números de Froude e de Reynolds entre o protótipo e o modelo. As Leis de Escalas propostas são apresentadas na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Leis de escalas adaptadas de Mei et al. (2018) para a modelagem de corridas de fluxos submarinos

Parâmetro	Protótipo	Modelo centrífugo
Aceleração Inercial	1	N
Altura*	a	a/N
Diâmetro equivalente	$D_e$	$D_e/N$
Densidade do debris flow	$\rho_d$	$\rho_d$
Densidade da água	$\rho_w$	$\rho_w$
Porosidade	u	u
Velocidade do fluxo	$v_m$	$v_m$
Tensão de escoamento aparente	$\tau_0$	$\tau_0$
Viscosidade dinâmica	$\mu$	$\mu/N$

Nesse caso já é possível verificar a necessidade da aplicação de um fator de escala para a obtenção da viscosidade dinâmica em escala de modelo, contrariando a premissa adotada por Gue (2012) de que a viscosidade seria a mesma para o modelo e protótipo.

Uma segunda vantagem das leis de escala propostas por Mei et al. (2018) é que, como as equações originaram-se na comparação de adimensionais hidráulicos, de alguma forma, o comportamento do fluido, que é regido por esforços viscosos e gravitacionais, é levado em consideração.

Entretanto, ao se realizar uma análise algébrica, verifica-se que:

$$\left( \frac{\rho D_H v_m}{\mu + \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}}} \right)_{\text{modelo}} = \left( \frac{\rho D_H v_m}{\mu + \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}}} \right)_{\text{protótipo}}$$

Aplicando as Leis de Escala:

$$\left( \frac{\rho \cdot D_H \cdot N \cdot v_m}{\mu \cdot N + \frac{N \cdot \tau_0}{\dot{\gamma}}} \right)_{\text{modelo}} = \left( \frac{\rho \cdot D_H \cdot v_m}{\mu + \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}}} \right)_{\text{protótipo}}$$

Sendo assim:

$$\frac{N \cdot D_{H_{modelo}}}{N \left( \mu + \frac{\tau_0}{\gamma} \right)} = \frac{D_{H_{protótipo}}}{\left( \mu + \frac{\tau_0}{\gamma} \right)}$$

Como a tensão de escoamento, conceitualmente, é a mesma para o modelo e o protótipo, e conforme visto no capítulo 3, nos problemas relacionados a fluxos de detritos submarinos a parcela referente a viscosidade pode ser descartada, chegamos a conclusão que para que as Leis de Escalas propostas estejam corretas, o diâmetro hidráulico do modelo deveria ser o mesmo do protótipo, o que não é possível, já que a ordem de grandeza são diferentes.

Comparando as leis de escala, a divergência existente encontra-se na distância percorrida pelo fluxo, e na viscosidade dinâmica. Tendo em vista que todos os ensaios reológicos foram realizados em escala de protótipo, as análises foram realizadas nessa escala.

## **4.2 Materiais e Métodos**

### **4.2.1 Centrífuga de tambor da COPPE usada nos ensaios**

A modelagem dos fluxos de detritos submarinos no grupo de geotécnica da COPPE iniciou-se de 2013 com a pesquisa realizada por Acosta (2015), fazendo uso da centrífuga de braço da UENF para a realização dos ensaios, constatando a ocorrência de aquaplanagem. Da Motta (2016) em sua dissertação de mestrado, estudou na mesma centrífuga geotécnica da UENF as possíveis associações das propriedades geotécnicas do material do fluxo com o seu comportamento. Na ocasião não foram encontradas associações entre esses parâmetros, em particular o  $S_u$  com a ocorrência da aquaplanagem.

Os ensaios centrífugos foram realizados na mini centrífuga de tambor da COPPE fabricada por APV Baker, UK, com capacidade da centrífuga de 90 g.Ton, e instalada no Laboratório de Geotecnia em 1995 (Figura 4.1). O equipamento possui no seu interior um tambor com o diâmetro interno de 1,0 m e largura de 0,25 m, onde podem ser realizados inclusive ensaios especiais que necessitam de uma caixa com extensão maior.



*Figura 4.1 – Mini-centrífuga de tambor da COPPE*

Para a realização dos ensaios propostos foi realizada uma nova configuração interna na centrífuga. O projeto inicial foi baseado no arranjo descrito por Gue (2012), porém ao longo da execução dos ensaios foram realizadas várias modificações. Esse trabalho foi realizado em paralelo com o de Pelissaro (2018).

No interior do tambor da centrífuga foi construído um canal com 1,1 metros de comprimento, largura de 0,23 m, sendo mesmo foi dividido em 2 compartimentos (Figura 4.2a e Figura 4.2b) por uma placa de policarbonato de 10 mm de espessura. O primeiro compartimento do modelo, onde a lama foi lançada, tem 11 centímetros de largura interna. No fundo desse compartimento foi construída uma rampa de inclinação de 5° com polietileno, e a superfície do talude foi revestido com uma lixa, simulando assim a rugosidade do leito marinho (Figura 4.3). O compartimento ao lado, com 10 cm de largura, foi destinado a instalação de 4 câmeras Go Pro 5 Hero Black (Figura 4.4) com sensores CMSO (1/2.3 pol). Essas câmeras foram posicionadas a 7 cm da placa de policarbonato, propiciando um campo visual de aproximadamente 10 cm de largura.

As câmeras de vídeo foram configuradas para gravarem com uma taxa de 60 FPS e resolução de 2,7 K (2704 px por 1520 px). Os centros dos campos visuais foram alinhados com as linhas de transdutores, localizados a 0,28 m – 0,38 m – 0,48 m – 0,58 m do início da rampa, propiciando uma pequena área de superposição entre os frames adjacentes. (Figura 4.5)

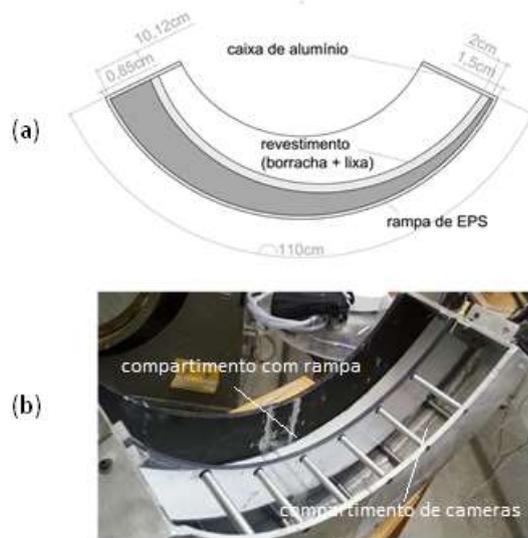


Figura 4.2– (a) Corte transversal da caixa de ensaios; (b) Vista superior da caixa de ensaios com dois compartimentos (Pelissaro, 2018)

Os transdutores utilizados foram de pressão total e poropressão, instalados aos pares. (Figura 4.6). Os modelos de transdutores utilizados são:

- Transdutor de Tensão Total: EPL-D12-7B
- Transdutor de poro pressão: EPB-PW-7BS/PC0.5/L5M

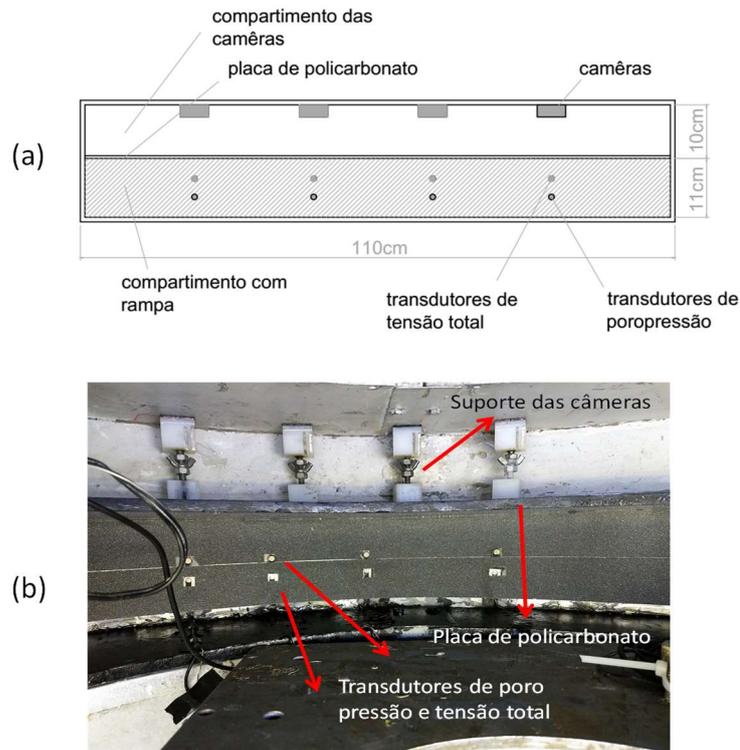


Figura 4.3 – Rampa com os transdutores instalados (Pelissaro, 2018)



Figura 4.4 - Câmera GoPro 5 Hero Black, utilizada nos ensaios (Pelissaro, 2018)

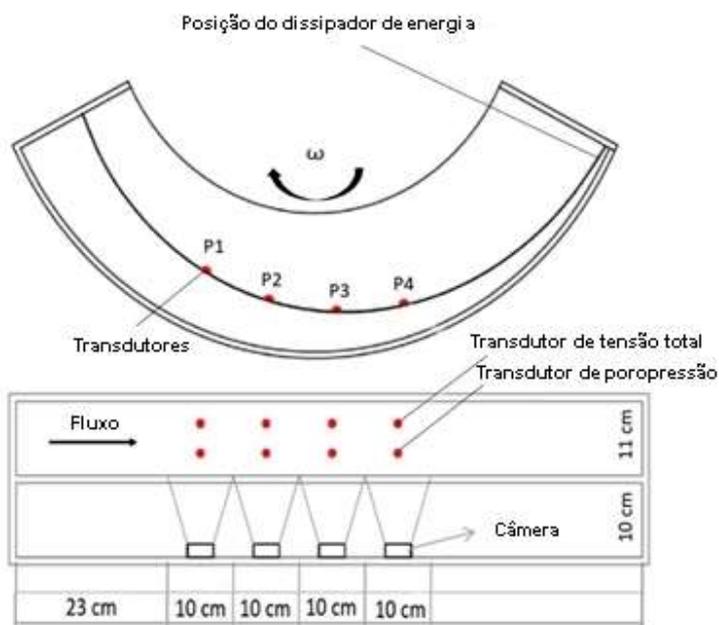


Figura 4.5 – Posição da instrumentação, sistema de dissipação de energia e das câmeras Go Pro



Figura 4.6 – Transdutores. (a) transdutores de poro pressão, (b) transdutor de tensão total

No final do canal foi instalado um sistema de dissipação de energia (Figura 4.5) reduzindo assim o retorno das ondas de fluxo refletidas, e que podem interferem nas medições. O sistema foi constituído por um conjunto de cerdas de piaçava de 0,8 mm de espessura, uniformemente distribuídas. O conjunto possui as seguintes dimensões: largura = 102 mm, altura = 157 mm, profundidade = 40 mm.

Para a análise das imagens foi ainda utilizado um sistema de PIV (*Particle Image Velocimetry*), PIVLab, um App do MatLab, que viabilizou o monitoramento do desenvolvimento do fluxo, e dos fenômenos relacionados com a mecânica dos fluidos.

O sistema de aquisição de dados (DAS) embarcado (Figura 4.7) consistiu em um processador i5, um HD de 250 Gb tipo SDD, fontes de 5V e 12 V, uma placa de aquisição de dados com 25 canais e conectores. A comunicação do computador *onboard* foi realizado via *wi-fi* com um computador externo, possibilitando o monitoramento em tempo real do ensaio.

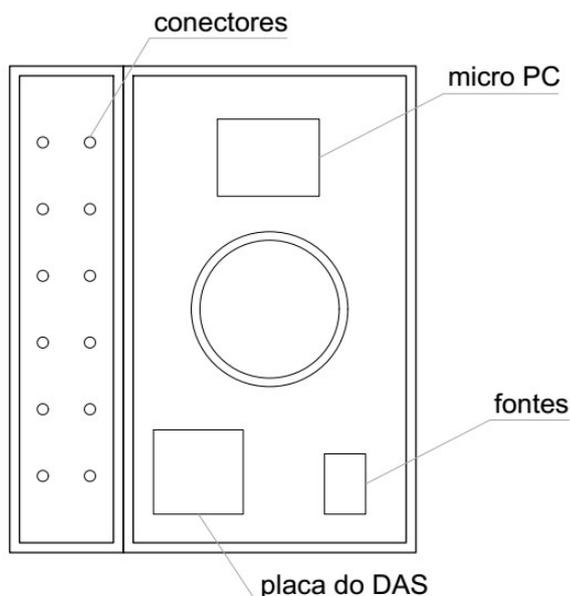


Figura 4.7 – Configuração do DAS (Pelissaro, 2018)

A configuração inicial para o sistema de lançamento seria um funil, onde a lama desceria por ação da gravidade. Porém o sistema se mostrou ineficiente para misturas com menor umidade, por isso um novo sistema foi projetado.

A parte interna é composta por mangueiras flexíveis de poliuretano, e conexões metálicas (Figura 4.8). A parte externa é constituída por um rolamento, que faz a interface entre a parte interna móvel e a externa fixa, sistema de alimentação de água da caixa de ensaios (com válvula de abertura e fechamento rápidos), e câmara hiperbárica com válvula para o lançamento da lama (Figura 4.9). O enchimento da caixa de contrapeso foi feito pelo

sistema interno pré-existente de alimentação da centrífuga. A Figura 4.10 mostra a centrífuga com o sistema de lançamento instalado.

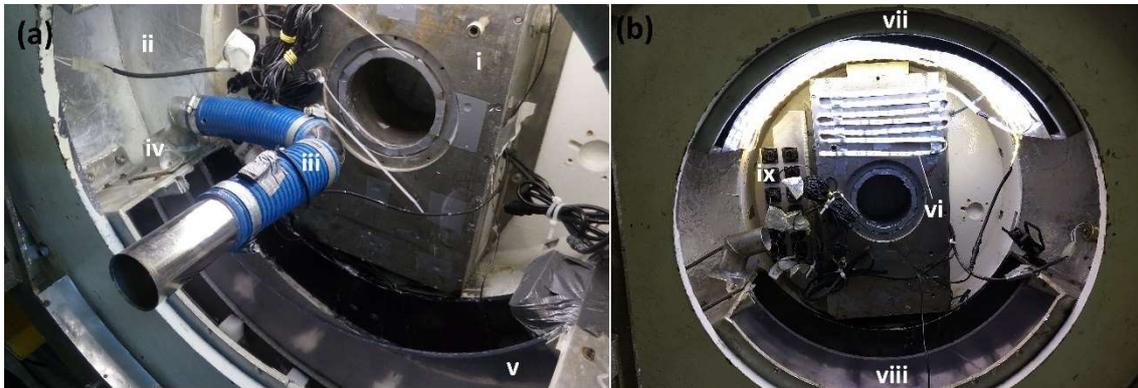


Figura 4.8 – Componentes da centrífuga reconfigurada: (a) Sistema de entrada de lama, (b) visão geral (i) DAS, (ii) folha de alumínio revestindo o canal central, propiciando assim uma iluminação difusa, (iii) mangueira do sistema de lançamento de lama (diâmetro interno de 51 mm), (iv) entrada da lama localizado na caixa de ensaios (v) placa de policarbonato separando a câmara molhada e a câmara seca (vi) sistema de iluminação com LED, (vii) caixa de contrapeso, (viii) caixa de ensaios, (ix) conectores dos transdutores

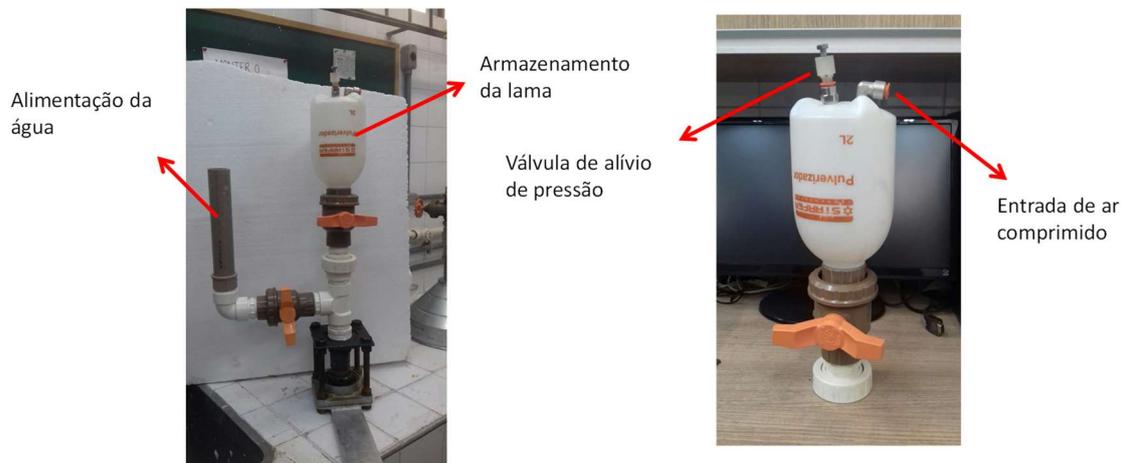


Figura 4.9 – Parte externa do sistema de lançamento de lama, com conjunto de válvulas e câmara hiperbárica

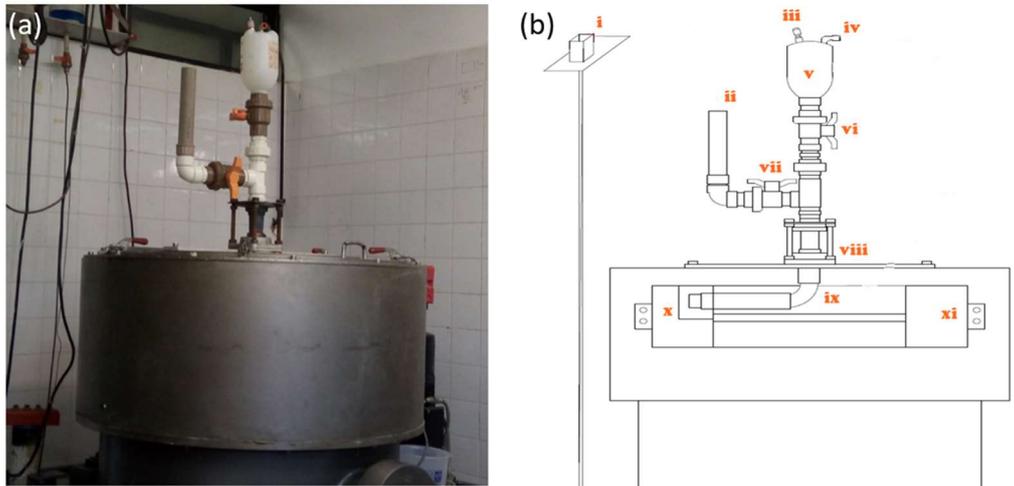


Figura 4.10 – Sistema utilizado para o lançamento da lama em voo. (i) reservatório de água para o contrapeso (ii) entrada de água da caixa de ensaios (iii) válvula de segurança (iv) conector da válvula de ar comprimido (v) câmara hiperbárica (vi) válvula de lançamento da lama (vii) válvula para impedir o retorno da lama pelo sistema de alimentação de água (viii) rolamento (ix) conector curvo de metal (x) caixa de ensaios (xi) caixa de contrapeso

No interior da câmara hiperbárica foi utilizado um balão de borracha (*Figura 4.11*), onde era depositado o solo. Isso se fez necessários porque nos primeiros ensaios, em que a lama era colocada diretamente na câmara hiperbárica, foi constatado o problema de retenção de parte considerável do material, mesmo com a aplicação da pressão externa. O uso do balão possibilitou a expulsão de todo o material durante os ensaios.



Figura 4.11 – Balão de borracha utilizado na câmara hiperbárica

#### 4.2.2 Solo utilizado nos ensaios

Inicialmente os ensaios foram realizados com a utilização do solo da Bacia de Santos e do caulim nacional. Porém os estudos reológicos dos materiais mostraram que não havia

uniformidade das amostras, principalmente no tocante ao valor da tensão de escoamento (considerando mesmos IL). Com isso, optou-se pelo uso do caulim industrial *speswhite*.

Os ensaios de caracterização e de determinação dos limites de liquidez e plasticidade, foram desenvolvidos por Fernandes (2018) e apresentados na tabela 4.4, que compara os estudos realizados com os dados de outras pesquisas. O resultado obtido mostra que o material possui as propriedades e características mais bem definidas

Tabela 4.4- Comparação entre diversos estudos das propriedades físicas do *speswhite* (Fernandes, 2018)

ÍNDICE	ESTE ESTUDO	HODDER & CASSIDY (2010)	LEMOS & VAUGHAN (2000)	AHMAD <i>et al</i> (2015)
w <sub>l</sub> (%)	62	61	72	-
w <sub>p</sub> (%)	23	27	36	-
I <sub>p</sub> (%)	39	34	36	-
G <sub>s</sub>	2,62	2,6	-	2,63
Finos (%)	85	-	82	-

Entretanto, como o material possui uma cor branca e textura homogênea, a utilização do caulim puro dificultaria a análise de imagens. Por isso, foi utilizado na mistura o carvão vegetal como partícula traçadora. Como a mistura do carvão provoca alterações significativas às propriedades do material, os novos parâmetros utilizados para a diferenciação das misturas foram obtidos com ensaios reológicos. As unidades

A umidade das misturas e a aceleração inercial (40g) foram definidas buscando-se a proximidade dos parâmetros reológicos do material utilizado nos ensaios realizados por Acosta et. Al. (2016), já que a pesquisadora conseguiu identificar a ocorrência da aquaplanagem em alguns de seus ensaios.

### 4.2.3 Metodologia

No total, foram realizados mais de 30 ensaios centrífugos, tanto para a medição e coleta dos dados, quanto para a determinação das condições ideais de execução, como por exemplo, a pressão de lançamento necessária para cada uma das umidades ensaiadas. Após a coleta e tratamento dos dados, quatro ensaios foram validados e estudados (Tabela 4.5).

Tabela 4.5 – Resumo dos ensaios estudados

Ensaio	Umidade da mistura (%)	Pressão Externa (bar)	Tensão de escoamento (Pa)	Viscosidade (Pa.s)
w100_p0.8	100	0,8	200	4,57
w90_p0.9	100	0,9	231	5,89
w90_p0.8	100	0,8	231	5,89
w85_p1.1	100	1,1	300	4,05

É importante ressaltar que os ensaios não visavam simular todas as fases do fluxo de detritos submarino, mas somente a corrida de fluxo (Figura 2.6). Sendo assim, o ensaio centrífugo seguiu o seguinte procedimento:

- Execução de medidas preliminares: desentupimento de drenos, verificação do funcionamento dos solenoides, instalação da lixa no canal de ensaios e instalação, verificação do funcionamento de DAS, acionamento das câmeras, montagem do sistema de lançamento, fechamento da centrífuga e basculamento da mesma;
- Aciona-se a centrífuga acelerando-a até atingir uma aceleração equivalente a 10g, quando se inicia de forma concomitante o enchimento da caixa de ensaios e da caixa de contrapeso;
- A mistura do solo foi preparada 30 minutos antes do ensaio, sendo que durante a adoção das medidas preliminares a mesma continua sendo agitada pelo misturador (Figura 4.12);
- Realização do ensaio reológico da mistura para a determinação da curva de fluxo;
- Com as caixas cheias de água a centrífuga é acelerada até 40 g, as câmeras são sincronizadas com o DAS, e a lama é lançada sob uma pressão variando entre 0,9 e 1,1 bar aplicada na câmara hiperbárica.
- O monitoramento foi realizado com transdutores de tensão total e de poro-pressão, bem como pelo conjunto de câmeras que registrarão todo o ensaio para a análise das imagens.
- No momento em que termina o material do recipiente externo, a pressão externa é removida, e a centrífuga é desacelerada novamente até 10g
- Com a centrífuga a 10 g os solenoides (Figura 4.13) são acionados e a água da caixa de lastro e da caixa de ensaio são drenadas. Um filtro de bidim garante a retenção da lama na caixa de ensaios;
- Após a drenagem concluída, a centrífuga é parada e a limpeza da caixa de ensaios é realizada.

A mistura utilizada nos ensaios foi composta por 90% de caulim *speswhite* e 10% de carvão moído, com grãos passando na peneira #30 e retidos na peneira #100. O carvão teve a função de agir como partícula traçadora para a análise de imagens, já que a mistura do *speswhite* com água possui coloração homogênea branca e não apresenta textura rastreável (Zhang, et al., 2005).



*Figura 4.12 – Preparação da amostra com speswhite e carvão*



*Figura 4.13 – Solenoide utilizado para a liberação da água da caixa de lastro e esvaziamento da caixa de ensaios*

#### **4.2.4 Análise das limitações do ensaio centrífugo: influência da aceleração de Coriolis e variação do campo inercial**

A aceleração de Coriolis é ortogonal ao movimento na direção radial, e pode ser relevante quando a velocidade da partícula dentro da centrífuga é alta (Madabhushi, 2014; Taylor, 1995; Schofield, 1980). Nos presentes ensaios, os efeitos de aceleração de Coriolis devem ser avaliados em duas fases distintas. A primeira fase consiste no trecho radial percorrida pela lama. Dada a direção do fluxo, o efeito de aceleração de Coriolis é mais significativo nesta fase. No entanto, a diminuição da velocidade do fluxo, devido ao aumento da fricção com a tubulação é compensada pela pressão de lançamento, o que reduz a influência desse efeito.

A segunda fase consiste no escoamento do fluxo na rampa. Devido a pequena inclinação da rampa ( $5^\circ$ ), a componente da aceleração de Coriolis resultante do movimento na direção radial é pequena quando comparada a componente da aceleração inercial que ocorre na mesma direção. Além disso, como a rotação da centrífuga se dá no sentido horário, a aceleração de Coriolis age na mesma direção do fluxo.

A aceleração de Coriolis pode ser calculada por:

$$a_{cor} = 2\dot{r}\omega \quad (\text{Equação 4.11})$$

Onde  $\dot{r}$  é a velocidade do fluxo na direção radial e  $\omega$  é a velocidade angular. Segundo Taylor (1995), os efeitos da aceleração de Coriolis podem ser desprezados se a razão entre a aceleração de Coriolis e a aceleração inercial for menor do que 10%.

Como a inclinação da rampa é de  $5^\circ$  e  $v$  é a velocidade do fluxo, na segunda fase a componente radial da velocidade do fluxo é calculada por:

$$v_r = v \cdot \text{sen } 5^\circ = 0.087 v \quad (\text{Equação 4.12})$$

Sendo a velocidade angular ( $\omega$ ) de 28 rad/s, a aceleração de Coriolis será:

$$a_{cor} = 2 \times 0.087 \times 28 \times v = 4.872v \quad (\text{Equação 4.13})$$

Portanto, sabendo-se que a velocidade do fluxo nos trechos monitorados não excedeu 1,0 m/s, a aceleração de Coriolis máxima não passou de 4,872 m/s<sup>2</sup>. Comparando essa aceleração com a aceleração inercial de 392,4 m/s<sup>2</sup> (40g), conclui-se que, pelos critérios já apresentados, os efeitos da aceleração de Coriolis podem ser desprezados na análise.

Outra limitação significativa no ensaio é a variação do campo inercial ao longo da rampa. A Figura 4.14 apresenta um corte esquemático da centrífuga de tambor da COPPE, e a aceleração inercial no início e no final da rampa podem ser calculados por:

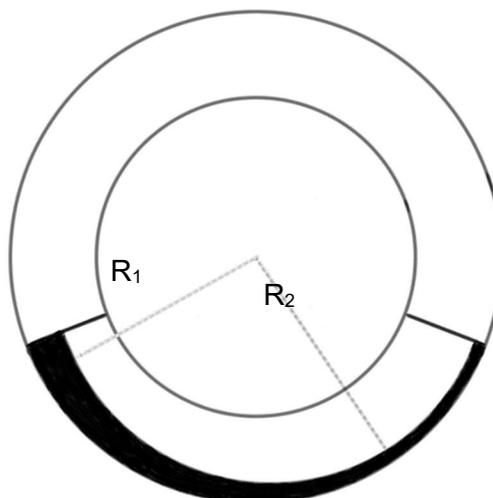


Figura 4.14 - Corte esquemático da centrífuga de tambor da COPPE

No início da rampa:

$$a_{cp} = \omega^2 R_1 = \omega^2(50 - 11) = k.39$$

No final da rampa

$$a_{cp} = \omega^2 R_2 = \omega^2(50 - 2) = k.48$$

Ou seja, existe uma variação de cerca de 19% no valor da componente inercial do modelo centrífugo do início ao final da rampa, o que traz limitações na análise da corrida do fluxo utilizando a rampa inteira. Por esse motivo, optou-se pela medição da velocidade do fluxo em pontos específicos e respectivas análises. Nesse caso, considerando a janela de observação de aproximadamente 10 cm, a diferença da aceleração inercial no trecho cai para menos de 2%.

Na concepção do modelo numérico essa restrição, assim como as outras relacionadas à complexidade do modelo do trecho anterior à entrada da rampa, foram compensadas com a imposição das condições iniciais, como será apresentado no capítulo 5.

### 4.3 Resultados

Os parâmetros controlados na realização dos ensaios foram a umidade do material e a pressão aplicada no lançamento. Como já fora visto, a umidade afeta diretamente o comportamento reológico da mistura, sendo por isso um parâmetro a ser utilizado na análise dos resultados do ensaio centrífugo. A pressão foi variada com a finalidade de possibilitar o escoamento das misturas com menor umidade pelos dutos do sistema de lançamento, pois nesses casos, a perda de energia por atrito é maior.

Na Figura 4.15 são apresentadas as imagens e as medições dos transdutores de poro pressão e tensão total no ensaio w90\_p0.9. A leitura dos transdutores (posições 1 e 2) indicam a ocorrência da aquaplanagem, pois na passagem do fluxo pelo transdutor observou-se a coincidência das leituras da tensão total e da poro pressão (Figura 4.15a e Figura 4.15b).

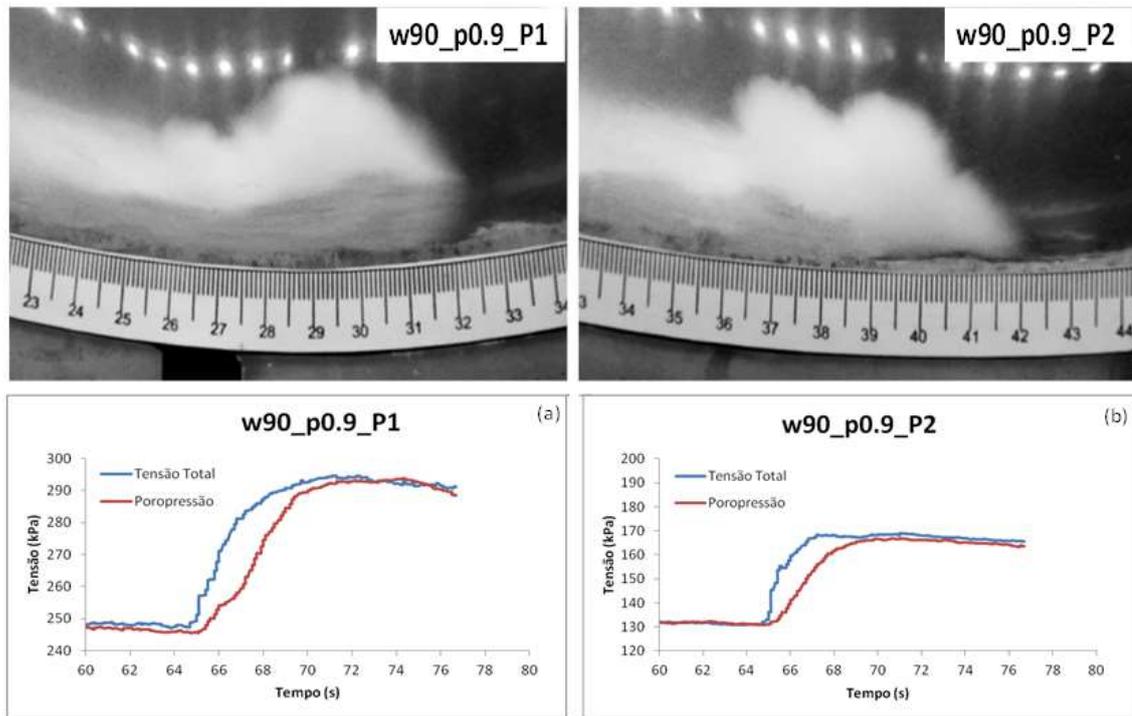


Figura 4.15 - Imagens e medidas de tensão total e poro pressão obtidos no ensaio w90\_p0.9: (a) posição 1 (b) posição 2

A Figura 4.16a mostra a forma de um fluxo durante a aquaplanagem segundo Mohrig et al. (1998). Na comparação entre as Figura 4.16a e Figura 4.16b é possível verificar a semelhança entre o formato da cabeça de fluxo do modelo teórico e da imagem obtida no ensaio. Um importante ponto em comum é o levantamento da parte frontal da cabeça de fluxo, que permite a entrada de água para a ocorrência da aquaplanagem.

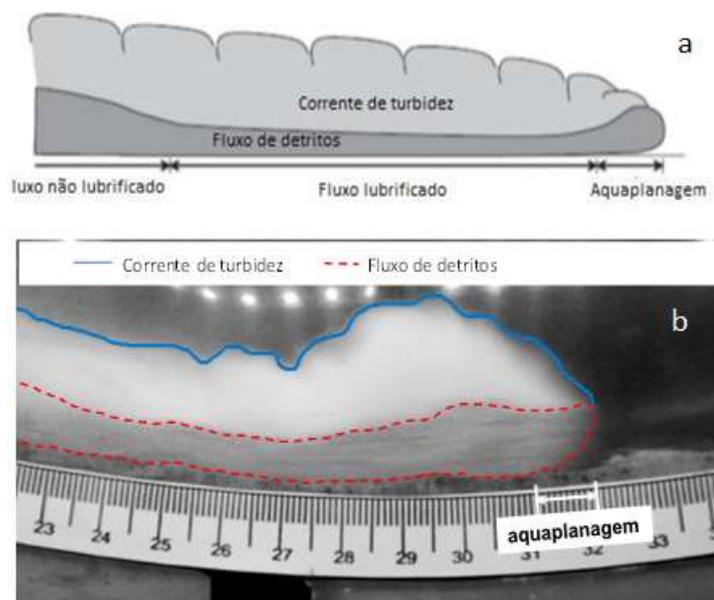


Figura 4.16 - (a) Caracterização da aquaplanagem do fluxo conforme descrito por Mohrig et al. (1998); (b) Aquaplanagem observada no ensaio w90\_p0.9 (Pelissaro, 2018)

A Figura 4.17 mostra os resultados obtidos no ensaio w90\_p0.8, que apresentou leituras bem similares da tensão total e da poro pressão na Posição 1 (Figura 4.17a). Assim como no ensaio w90\_p0.9, isso indica a entrada de água na camada basal, e a aquaplanagem, o que pode ser confirmado pela análise das imagens. Porém na posição 2 (Figura 4.17b) as leituras dos transdutores indicam que a aquaplanagem cessou antes da chegada do fluxo nesse ponto.

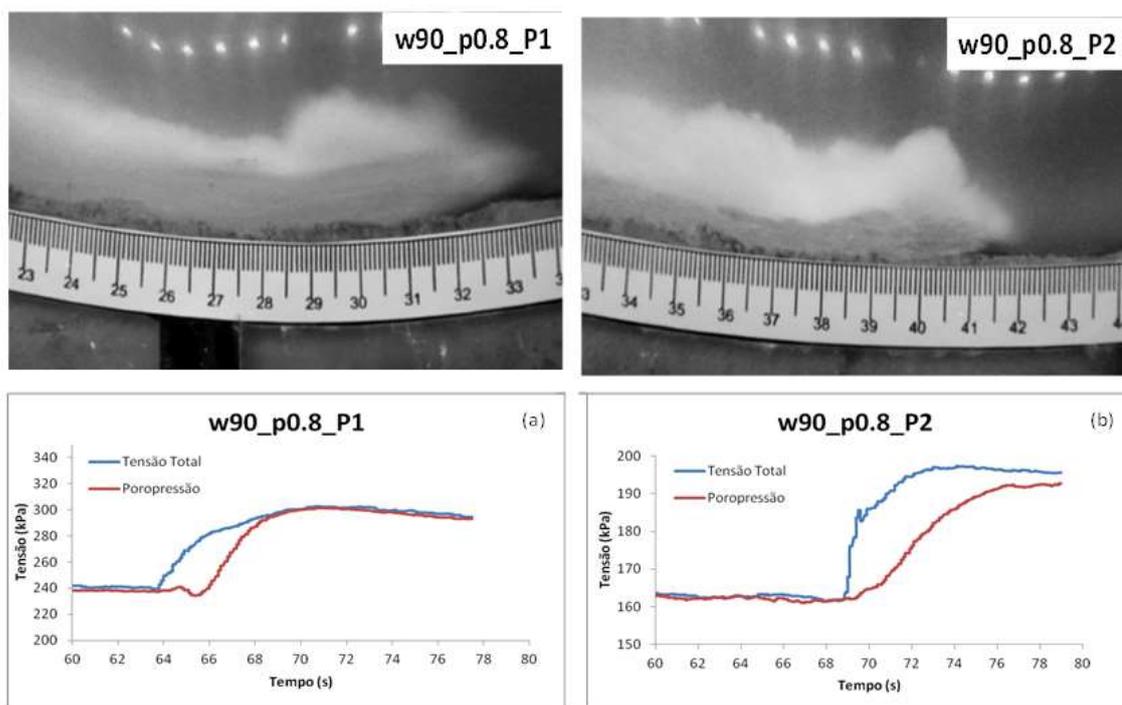


Figura 4.17 - Medidas de tensão total e poro pressão obtidos no ensaio w90\_p0.8 para: (a) posição 1 (b) posição 2

As comparações dos ensaios para um mesmo teor de umidade de 90% (mesmas propriedades reológicas) e pressões diferentes (ensaios w90\_p0.9 e w90\_p0.8) mostram que a velocidade da frente do fluxo (energia cinética) é um dos parâmetros que afetam a ocorrência da aquaplanagem.

A Figura 4.18 apresenta os resultados do ensaio w100\_p0.8, onde é possível constatar que na Posição 1 (Figura 4.18a) os transdutores não caracterizaram a aquaplanagem. Na Posição 2, apesar da proximidade entre a medição dos transdutores de poro pressão e de tensão total, a imagem da Figura 4.18b mostra a formação de uma corrente de turbidez.

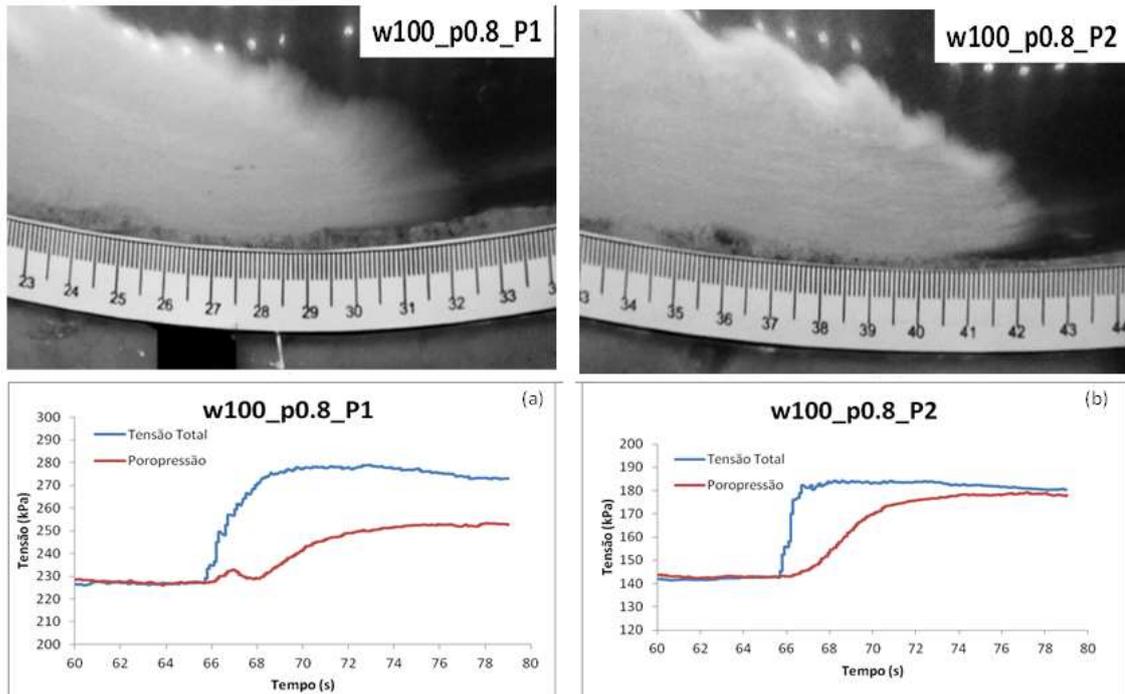


Figura 4.18 - Medidas de tensão total e poro pressão obtidos no ensaio w100\_p0.8 para: (a) posição 1 (b) posição 2

Por fim, a Figura 4.19 apresenta os resultados dos transdutores de poro pressão e de tensão total do ensaio w85\_p1.1. Pela medição dos transdutores instalados na posição 1, e pela avaliação das imagens (Figura 4.19a), conclui-se que ocorreu um fluxo de detritos submarino, porém sem a ocorrência de aquaplanagem.

A imagem obtida na posição 2 (Figura 4.19b) mostra que o fluxo de detritos não chegou até essa posição da caixa, assim os transdutores foram atingidos somente pela corrente de turbidez, de menor peso específico, o que explica a redução na leitura da tensão total.

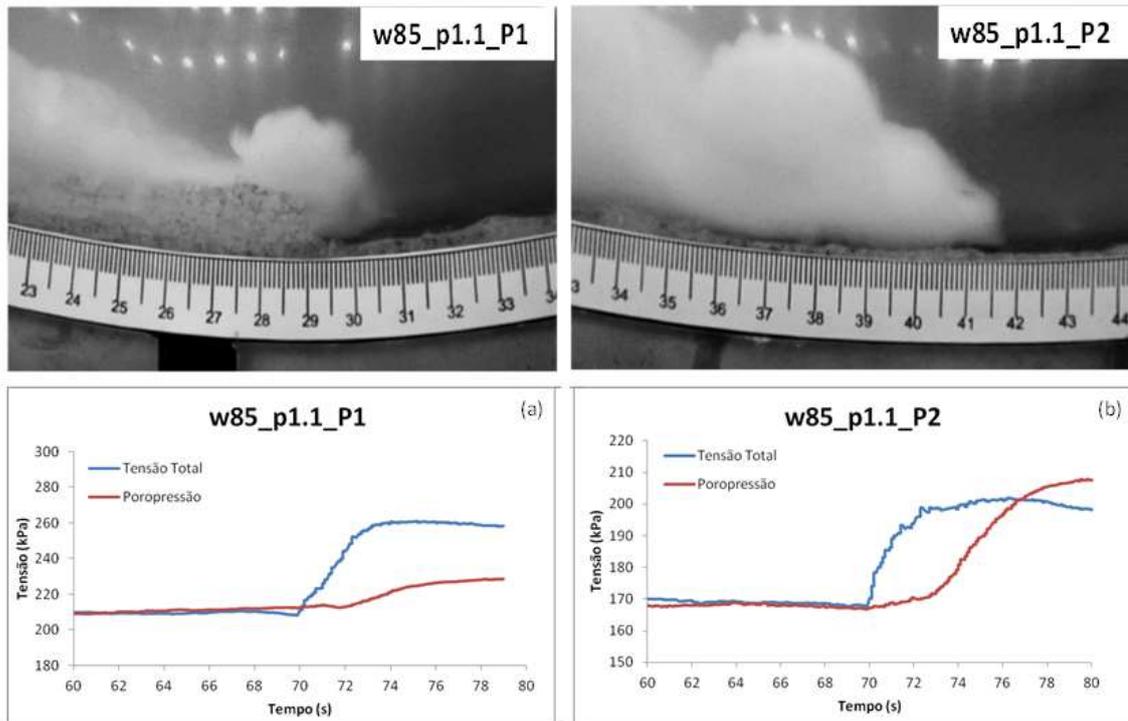


Figura 4.19 - Medidas de tensão total e poro pressão obtidos no ensaio w85\_p1.1 para: (a) posição 1, (b) posição 2

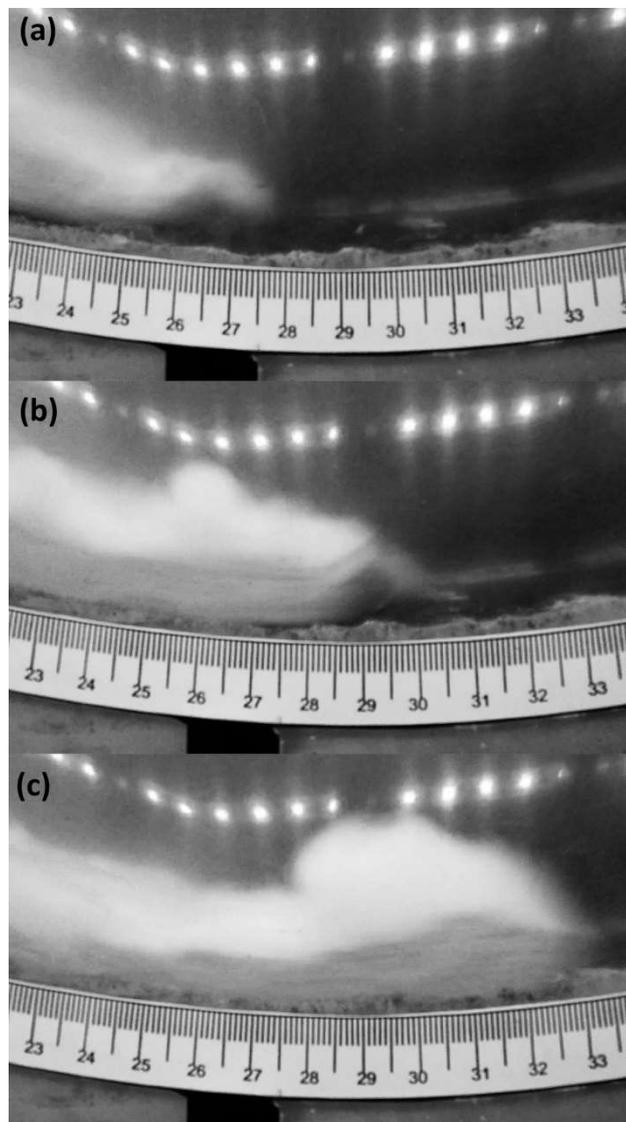
#### 4.4 Análise dos resultados

##### 4.4.1 Análise do mecanismo de desenvolvimento de hidroplanagem por análise de imagem e resultados de PIV

Como já foi discutido anteriormente, a aquaplanagem é caracterizada inicialmente pelo levantamento de uma cabeça do fluxo, seguida pela formação de uma camada basal da baixa viscosidade. Estas duas características podem ser identificadas no campo da velocidade medido usando a análise da imagem e a técnica de PIV. Os resultados da análise da imagem serão explorados neste contexto para o teste de w90\_p 0.9 que mostrou claramente a ocorrência do fenômeno. As imagens apresentadas abaixo referem-se à posição P1. As velocidades de fluxo e as distâncias apresentadas abaixo são mostradas na escala do modelo.

A Figura 4.20 consiste em uma sequência de quadros, que mostra o mecanismo de hidroplanagem do teste w90\_p 0,8 (item 3). A Figura 11 mostra o fluxo de lama pouco antes de atingir a posição P1, onde a hidroplanagem foi identificada por medições de transdutores. A figura 4.20b, tomada de 0,016 s após a figura 4.20a, mostra o descolamento da parte frontal do fluxo devido à distribuição de tensões, conforme descrito por de Blasio et. Al. (2004). O movimento ascendente permite a formação de uma camada lubrificada entre o fundo do mar e o fluxo de lama. A figura 4.20c, tomada 0, 16 s após a figura 4.20b, mostra a cabeça do

fluxo e uma zona da fluidização desenvolvida a forma de uma corrente da turbidez na parte superior.



*Figura 4.20 – Dinâmica da aquaplanagem no fluxo de detritos submarino*

A análise com o PIV foi realizada utilizando-se o aplicativo PIVLab/MatLab (Thielicke e Stamhuis, 2014). O software usa uma técnica de processamento de imagem chamada “Digital Image Correlation” (DIC) que calcula o campo de deslocamento, comparando duas imagens digitais. Primeiramente, uma área de interesse (ROI) foi definida, e esta consiste na região onde ocorreu a elevação da cabeça de fluxo. A fim de aumentar o contraste da imagem e melhorar os resultados, o pré-processamento de imagens foi realizado com a aplicação de

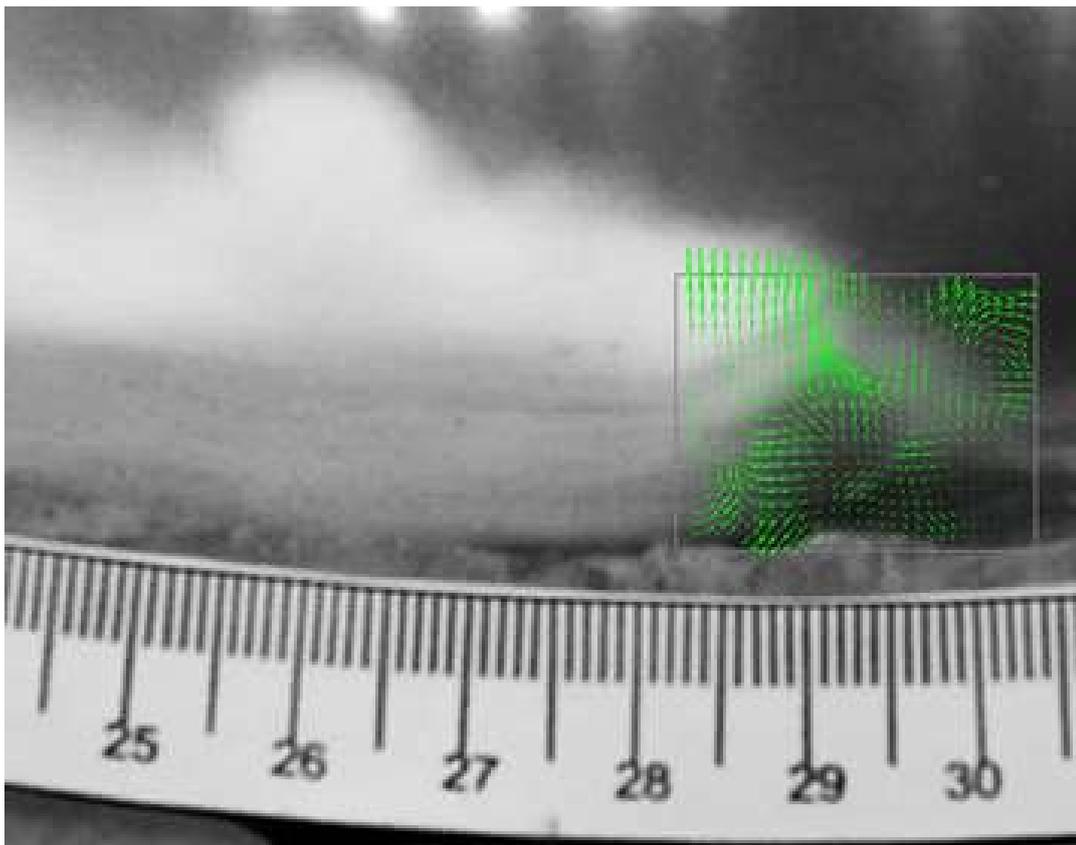
equalização de histograma adaptativo limitado por contraste (CLAHE), disponível no aplicativo.

A análise PIV utilizou o PIVLab com algoritmos de deformação do Windows FFT (correlação de transformada de Fourier direta com passagens múltiplas). Usando este algoritmo, os dados são analisados em várias etapas. A primeira etapa usa áreas de investigação relativamente grandes para calcular o deslocamento de dados da imagem. Nas etapas subsequentes as áreas vão reduzindo, e a precisão aumentando. As informações de deslocamento da primeira etapa são usadas para compensar as áreas de investigação na segunda etapa e assim por diante. (Thielicke e Stamhuis, 2014).

A área de investigação inicial usada 64 pixels e a primeira etapa usou 32 pixels. As seguintes áreas de investigação e etapas diminuíram em 50% por etapa. Considerando que a resolução de imagens e a taxa de registro, a velocidade mínima que pode ser medida foi de cerca de 0,26 m/s correspondendo a um deslocamento de pixel.

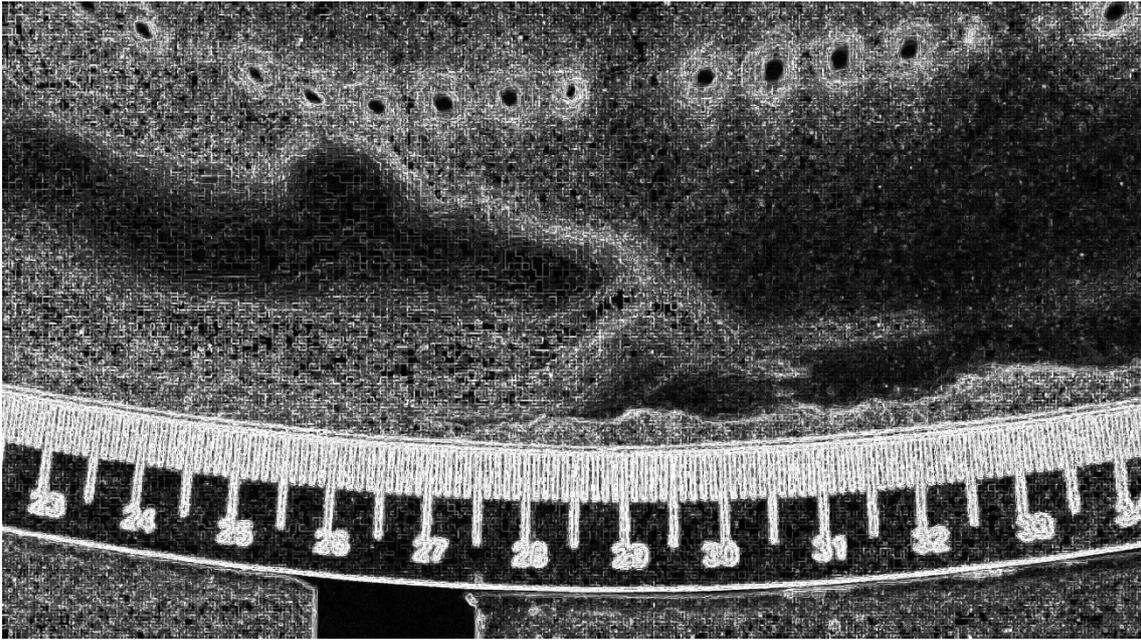
Após a análise foi realizada uma validação de vetores de eixos x e y. Dessa forma, um filtro passa-baixa foi aplicado para que os vetores com um módulo maior que 0,5 m/s fossem eliminados, o que equivale a aproximadamente 10% dos vetores.

A Figura 4.21 mostra o campo vetorial de velocidade obtido pela análise de PIV na elevação da parte dianteira do fluxo (figura 4.20b). As linhas de fluxo mostram a pressão hidrodinâmica atuando na frente do fluxo de lama formando uma cabeça de fluxo distinta, enquanto acima do fluxo é possível observar uma zona de pressão negativa associada ao descolamento do material. Estas linhas atuais são consistentes com o movimento fluido previsto pelo modelo numérico de de Blasio et. Al (2004).



*Figura 4.21 – Correntes de fluxo obtida nas análises com o PIV*

A aplicação da análise de imagem 2D tem algumas limitações, entre elas a representação do fluxo que ocorre em 3D em um único plano. Para superar esta deficiência, e para confirmar a ocorrência da elevação dianteira do fluxo, um filtro com algoritmo de Sobel foi aplicado para identificar os contornos da imagem. A Figura 4.22 mostra o resultado da aplicação do filtro na figura 4.20b, onde a ocorrência do levantamento da cabeça de fluxo e consequente aquaplanagem se torna clara em primeiro plano.



*Figura 4.22 - Aplicação do algoritmo de Sobel para a definição dos contornos*

#### **4.4.2 Análise dos resultados pelos números adimensionais de Froude e Reynolds**

Os resultados obtidos nos ensaios centrífugos foram analisados conforme o fluxograma proposto na Figura 4.23, onde os resultados possíveis para o tipo de fluxo são: formação de corrente de turbidez, fluxo de detritos com aquaplanagem ou fluxo de detritos sem aquaplanagem.

Para isso, foram utilizados como parâmetro para análise dois números pi. A utilização dos números adimensionais é fundamental nas modelagens físicas pois, segundo o Teorema de Buckingham, é condição necessária e suficiente para que haja homogeneidade dimensional que a relação entre as variáveis caracterizadoras de um fenômeno possa ser escrita em uma expressão que dependam apenas de números adimensionais.

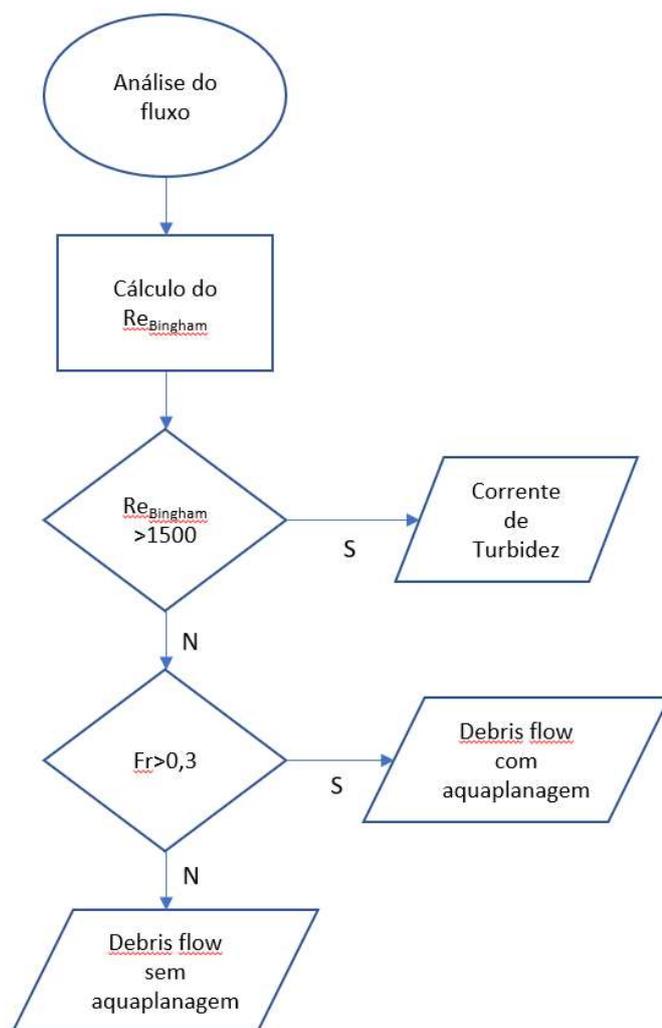


Figura 4.23 - Fluxograma da análise do comportamento do fluxo

Segundo Locat e Lee (2005) os principais parâmetros utilizados para o estudo de corridas de fluxo submarino são: altura e inclinação do talude, morfologia do fundo marinho, umidade do material, Limites de Atterberg e Índice de liquidez do material, resistência não-drenada do solo amolgado, sensibilidade, poro pressão, viscosidade e tenão de escoamento.

Blasio, et al. (2004) também estudaram a influência da tensão de escoamento na distância de *run-out*, e concluíram que quanto menor for o seu valor, maior é a distância alcançada.

Considerando todos os parâmetros elencados por Locat e Lee (2005), a análise do comportamento do fluxo utilizando apenas o número adimensional de Froude (Mohrig, et al., 1998) parece não ser suficiente para o estudo do fenômeno, pois este não contempla os parâmetros reológicos do material (tensão de escoamento e viscosidade), nem a geometria

do talude. Sendo assim, para complementar essa análise foram utilizados dois números adimensionais: o número de Froude e o número de Reynolds de Bingham.

Uma das condições para que o fluxo de detritos submarino não se transforme em uma corrente de turbidez é a de que o fluxo não seja demasiadamente turbulento (Mohrig & Marr, 2003), o que conduz o estudo a uma análise do regime do fluxo segundo o número adimensional de Reynolds (Re).

O número de Reynolds é utilizado para a análise de fluxos, e relaciona a força inercial e a força viscosa. Segundo Bird, et al. (2001) um fluido newtoniano com o número de Reynolds maior do que 1500 (número de Reynolds crítico) encontra-se no regime turbulento. Porém como o material de estudo se trata de um fluido não-newtoniano, a análise do regime de fluxo foi realizada comparando o número de Reynolds para fluidos não-newtonianos (Madlener, et al., 2009; Scheid, et al., 2011; Haldenwang e Slatter, 2006) com o número de Reynolds crítico.

O cálculo do número de Reynolds do fluido não-newtoniano de Bingham é mostrado na Equação 4.14:

$$Re_{Bingham} = \frac{\rho D_H v_m}{\mu + \frac{\tau_0}{\dot{\gamma}}} \quad (\text{Equação 4.14})$$

Onde:

$\rho$  é a massa específica do fluido no lançamento

$D_H$  é o diâmetro hidráulico médio da seção molhada

$v_m$  é a velocidade média do fluxo entre os transdutores P1 e P2

$\mu$  é a viscosidade dinâmica no lançamento

$\tau_0$  é a tensão de escoamento aparente do fluido no lançamento

$\dot{\gamma}$  é a taxa de cisalhamento máxima do ensaio reológico realizado

Conforme os resultados obtidos (Tabela 4.6), pode-se constatar que nos ensaios com o número de Reynolds menor do que o crítico (Bird, et al., 2001), o fluxo de detritos submarino se desenvolve. No caso em que o fluxo é turbulento (w100\_p0.8), a tendência do fluxo é transformar-se em uma corrente de turbidez. Os dados referentes a velocidade da frente de fluxo e a altura do fluxo foram obtidas das imagens da câmera localizada na posição 1, e o valor do diâmetro hidráulico médio foi calculado pela Equação 4.15.

$$D_H = \frac{4.a.b}{2a+b} \quad (\text{Equação 4.15})$$

Onde:

$a$  – altura do fluxo

$b$  – largura do canal

Tabela 4.6 - Análise do fluxo pelo número de Reynolds

Ensaio	$\rho$ (g/cm <sup>3</sup> )	$D_H$ (cm)	$h$ (cm)	$v_m$ (m/s)	$\mu$ (Pa.s) (modelo)	$\tau_0$ (Pa)	$\dot{\gamma}$ (s <sup>-1</sup> )	$Re_{Bingham}$ (protótipo)	Regime de fluxo	Similaridade com os dados dos transdutores
W100_p0.8	1,44	6,67	4,0	1,00	4,57	200	100	1816,2	Turbulento	Sim
W85_p1.1	1,5	2,26	1,2	0,09	4,05	300	100	39,4	Laminar	Sim
W90_p0.9	1,48	2,79	1,5	0,42	5,89	231	100	282,4	Laminar	Sim
W90_p0.8	1,48	2,26	1,2	0,39	5,89	231	100	212,7	Laminar	Sim

As Figuras 4.24, 4.25 e 4.26 mostram a saída do software de análise *Rheo3000*, onde podem ser observadas 3 linhas distintas. As duas primeiras, com pontos e linhas azuis, mostram a curva de fluxo completa, no ensaio de rampa com taxa de cisalhamento crescente (linha superior) e decrescente (linha inferior). A linha vermelha é a curva de ajuste para o modelo de Bingham, sendo que para a obtenção dessa curva foram considerados somente os dados do ensaio de rampa crescente.

Os dados reológicos foram obtidos da curva de fluxo das misturas, e determinados utilizando o modelo reológico de Bingham (Figuras 4.24, 4.25 e 4.26). É importante destacar que, no caso de uma modelagem numérica mais refinada, o modelo reológico que melhor se adequaria ao comportamento seria o bilinear, conforme fora estudado no capítulo 3. Porém, como a metodologia proposta utiliza como parâmetro um adimensional já bem aceito na literatura, o número de Reynolds de Bingham, os parâmetros reológicos foram extraídos desse modelo.

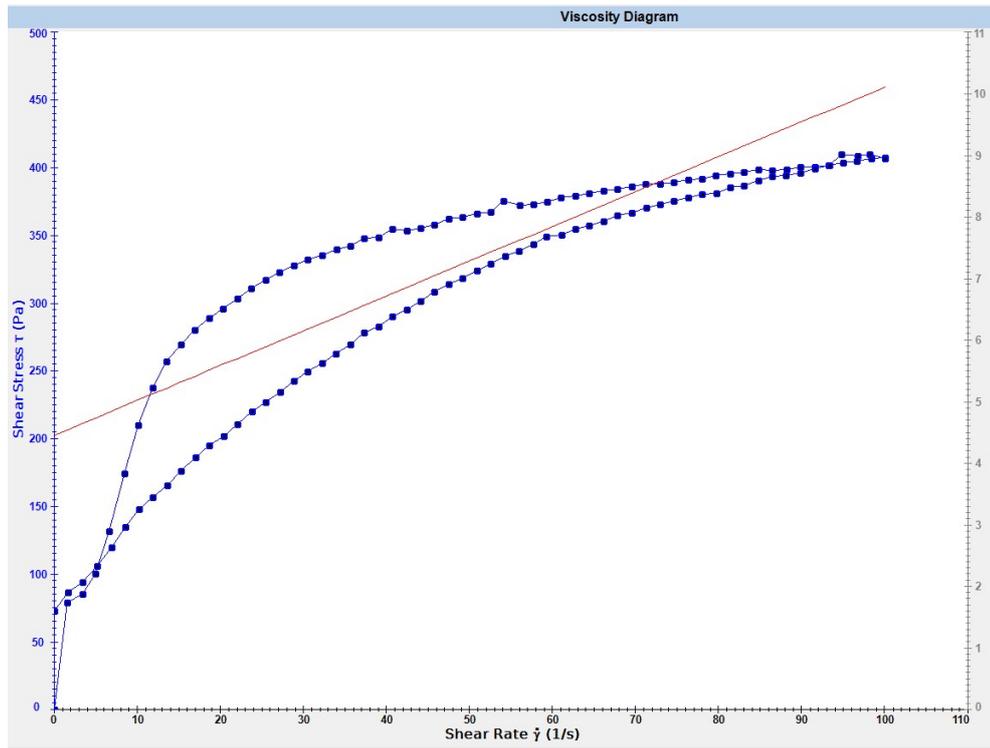


Figura 4.24 – Curva de Fluxo da mistura com umidade de 100%. As duas linhas azuis mostram o ensaio com taxa de cisalhamento crescente (linha superior) e com taxa de cisalhamento decrescente (linha inferior). A linha vermelha é a curva de ajuste para o modelo de Bingham que tem como dados de origem somente os pontos do ensaio de rampa crescente.

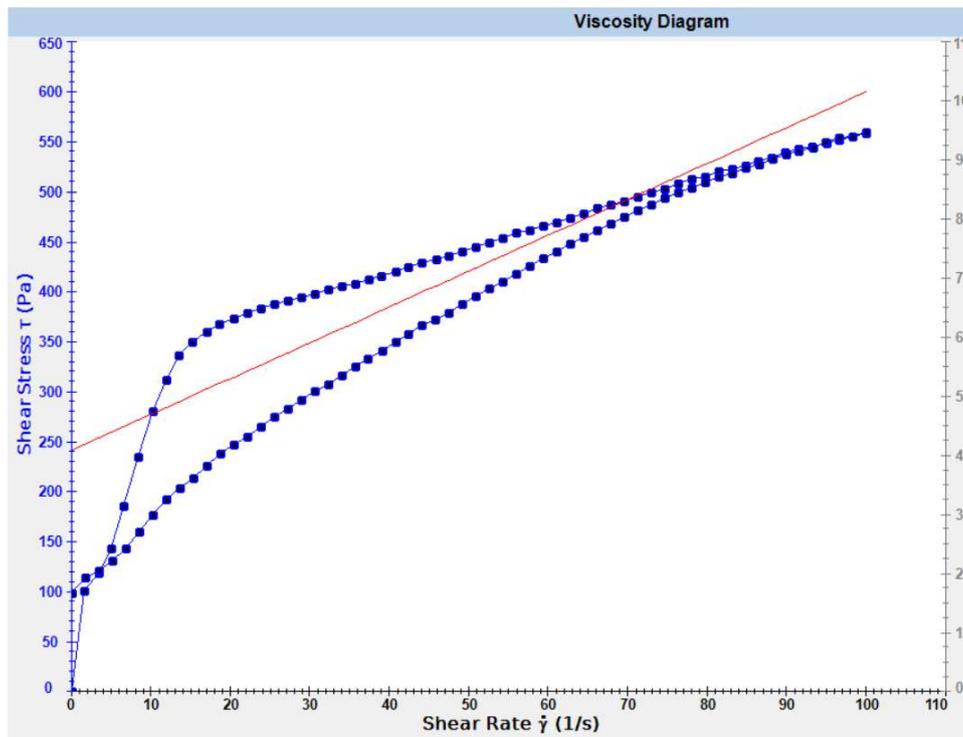


Figura 4.25 – Curva de Fluxo para a mistura com umidade de 90%. As duas linhas azuis mostram o ensaio com taxa de cisalhamento crescente (linha superior) e com taxa de cisalhamento decrescente (linha inferior). A linha vermelha é a curva de ajuste para o modelo de Bingham que tem como dados de origem somente os pontos do ensaio de rampa crescente.

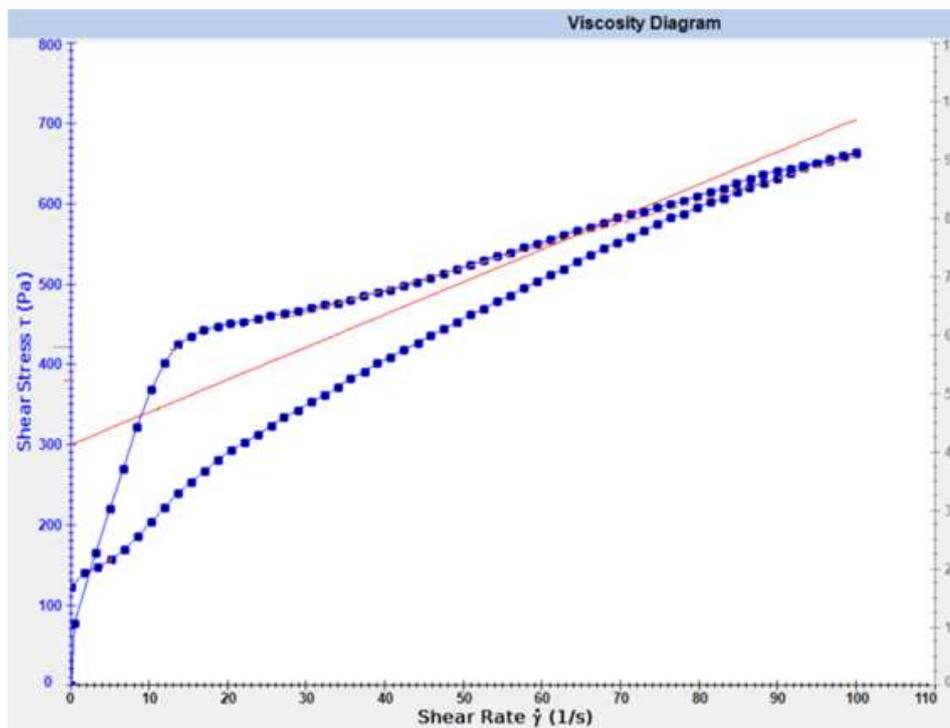


Figura 4.26 – Curva de Fluxo para a mistura de umidade de 85%. As duas linhas azuis mostram o ensaio com taxa de cisalhamento crescente (linha superior) e com taxa de cisalhamento decrescente (linha inferior). A linha vermelha é a curva de ajuste para o modelo de Bingham que tem como dados de origem somente os pontos do ensaio de rampa crescente.

A Tabela 4.7 mostra a análise dos resultados pelo número de Froude para os dois ensaios nos quais a análise do número de Reynolds teve como resultado um fluxo laminar, onde:

$\rho_w$  é a massa específica da água

$v_f$  é a velocidade da frente de fluxo

$\rho_s$  é a massa específica do solo

$g$  é a aceleração da gravidade centrípeta

$h$  é a altura do fluxo

$\theta$  é a inclinação do talude

Tabela 4.7 - Análise segundo o número de Froude

Ensaio	$\rho_s - \rho_w$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$v_f$ (m/s)	g (m/s <sup>2</sup> )	$\theta$ (°)	h (cm)	número de Froude	Ocorrência da aquaplanagem
W85_p1.1	0,50	0,09	392,4	5	1,2	0,16	Não
W90_p0.9	0,48	0,42	392,4	5	1,5	0,78	Sim
W90_p0.8	0,48	0,39	392,4	5	1,2	0,89	Sim

A análise do valor do número de Froude mostrou que os dois ensaios (w90\_p0.8 e w90\_p0.9), onde foi constatada a ocorrência da aquaplanagem, apresentaram um número de Froude maior do que 0,3, ratificando a validade da análise do parâmetro para a averiguação da aquaplanagem, e confirmando a dependência da relação entre as forças gravitacionais e inerciais para que ocorra o evento ocorra.

O desenvolvimento de métodos de análises para a determinação do tipo de fluxo, e principalmente para a ocorrência da aquaplanagem é muito importante no estudo dos riscos de projetos de estruturas *off-shore*. Isso porque, é incipiente o desenvolvimento de softwares que modelem com exatidão a aquaplanagem, principalmente a formação da camada basal. Além disso, o modelo de análise utilizado até então adotava como critério somente a análise da ocorrência da aquaplanagem.

#### 4.4.3 Análise dos resultados utilizando o modelo reológico de Martins (1992)

Apesar de não ter sido empregado para uma análise numérica, o modelo reológico desenvolvido por Martins (1992) possibilita a realização de uma interpretação física da aquaplanagem abordando de forma concomitante aspectos da mecânica dos solos e da mecânica dos fluidos.

Nos casos onde fora observada a aquaplanagem, a tensão efetiva medida na camada basal foi praticamente nula. Nesse caso a parcela de atrito da resistência ao cisalhamento do material também é anulada. Simultaneamente, a entrada de água sob o fluxo propicia a formação de uma camada basal de baixa viscosidade (devido a baixa concentração de sólidos na mistura). Sendo assim, a redução das duas parcelas que compõem a resistência ao cisalhamento propicia a ocorrência da aquaplanagem do fluxo.

Nos casos onde não foi observada a aquaplanagem, também não foi constatada a anulação da tensão efetiva na base do fluxo. Sendo assim, a parcela de atrito mobilizado impede o “deslizamento” do fluxo de detritos sobre a superfície do talude.

#### 4.5 Resumo do capítulo

A utilização da modelagem centrífuga tem sido fundamental nos casos em que as condições do solo são incertas, o modelo constitutivo do solo não é bem definido, ou quando os carregamentos previstos não são usuais, ou são extremos.

A correlação entre os resultados do protótipo e do modelo é obtida através das Leis de escala. Para o caso da modelagem de fluxos de detritos submarinos foram encontradas na literatura duas contribuições relevantes, propostas por Gue (2012), cuja maior contribuição foi a inclusão do *Depth Average*, que possibilitou a transformação de um problema bidimensional em unidimensional, e por Mei et. Al (2018), que considerou o escalonamento da viscosidade, e o uso de números adimensionais da mecânica dos fluidos. Porém, como foi demonstrado, ambas as propostas necessitam ser aperfeiçoadas para que possam ser utilizadas em análises quantitativas de modelagem centrífuga.

A pesquisa desenvolvida nesta tese iniciou-se com a adaptação da centrífuga de tambor da COPPE e instalação de uma rampa de inclinação uniforme de 5°. Para o acompanhamento dos ensaios foram instalados transdutores de tensão total e de poro pressão, além de câmeras, viabilizando a análise dos resultados. A análise dos resultados dos transdutores foi também objeto da dissertação de Pelissaro (2017), validou o método de comparação da tensão total e da poro pressão para constatar a ocorrência da aquaplanagem do fluxo. Segundo essa metodologia, a aquaplanagem do fluxo fica caracterizada pela igualdade nas duas medições durante a passagem do fluxo.

Foi ainda apresentada uma proposta para a análise do tipo de fluxo, não só pelo número de Froude (Mohrig, et al., 1998), mas também pelo número de Reynolds. Primeiramente, com o número de Reynolds analisa-se a possibilidade do fluxo de detritos se transformar em uma corrente de turbidez. O resultado dos ensaios, corroborado com a literatura, indicam que um fluxo submerso com o número de Reynolds maior do que 1500 (valor crítico), passa a ter um comportamento turbulento, o que leva a incorporação de água, e conseqüentemente, na transformação da corrida em uma corrente de turbidez.

Caso o número de Reynolds não extrapole o valor crítico, estuda-se a ocorrência da aquaplanagem. Nesse caso, analisa-se o número de Froude, utilizando como critério que para valores maiores do que 0,3, ocorrerá o levantamento da cabeça de fluxo e a aquaplanagem.

## 5 ESTUDOS COMPLEMENTARES POR MÉTODOS ANALÍTICOS

Este capítulo tem por objetivo propiciar o entendimento de algumas questões que não puderam ser analisadas na modelagem centrífuga. Entre estas questões citam-se a influência da inclinação do talude e a perda de massa na mistura.

Uma análise importante é o estudo da curva de tendência do comportamento do fluxo em função do tempo. Como já foi explicado no capítulo 2, o debris flow submarino se desenvolve no meio aquoso, conseqüentemente, junto com a desestruturação do solo também ocorre a incorporação de água na mistura. Para facilitar a análise paramétrica, a equação do número de Reynolds de Bingham (Eq. 5.1) pode ser apresentada da seguinte forma:

$$Re_{Bingham} = \frac{D_H \cdot v_m}{f_1} \quad (\text{Equação 5.1})$$

Sendo:

$$f_1 = \frac{\mu + \tau_0}{\rho} \quad (\text{Equação 5.2})$$

Considerando o  $D_H$  constante, e conforme as equações 5.1 e 5.2, o número de Reynolds vai variar em função de  $f_1$  e  $v_m$ . Os comportamentos dessas duas variáveis são abordados nos dois itens a seguir.

### 5.1 Análise de sensibilidade variando a umidade do material ( $f_1$ )

A função  $f_1$  contém os parâmetros que variam com a umidade do material. Como o peso específico da água é menor do que o do solo, a incorporação de água acarretará a redução do peso específico da mistura ( $\rho$ ), e conforme foi apresentado no capítulo 3, tanto a viscosidade, quanto a tensão de escoamento aparente, reduzem com o aumento do índice de liquidez do material. Sabendo que:

$$\rho = \frac{m_s + m_a}{V_s + V_a} = \frac{m_s + m_a}{V_s + \frac{m_a}{\rho_a}} \quad (\text{Equação 5.3})$$

Onde:

$m_s$  – massa de solo na mistura

$m_a$  – massa de água na mistura

$V_s$  – volume de solo na mistura

$V_a$  – volume de água na mistura

$\rho_a$  – densidade relativa da água

E considerando que o valor da tensão de escoamento aparente e a tensão crítica dos solos são muito próximos, é possível realizar uma análise aplicada em um caso real utilizando-se as funções de tensão de escoamento aparente e de viscosidade encontradas para o solo da plataforma continental da Bacia de Santos, definidas no capítulo 3.

$$\tau_0 = 780.8 I_L^{-2.77} \quad \mu = 0.82 I_L^{-2.35}$$

Aplicando-se o limite com  $m_a$  tendendo para o infinito, se tem:

$$\lim_{m_a \rightarrow \infty} 780.8 \frac{\left(\frac{100 \cdot m_a}{m_s} - LP\right)^{-2.77}}{IP} = 0$$

$$\lim_{m_a \rightarrow \infty} 0.82 \frac{\left(\frac{100 \cdot m_a}{m_s} - LP\right)^{-2.35}}{IP} = 0$$

A análise do limite das funções mostra que, aumentando a umidade da mistura e mantendo as outras variáveis constantes, existe uma tendência de aumento do número de Reynolds, ou seja, da transformação do fluxo submarino em uma corrente de turbidez, pois  $f_1 \rightarrow 0$ .

Somente para se ter uma ordem de grandeza do comportamento da função  $f_1$ , foram utilizados os parâmetros médios das amostras da argila marinha estudada no capítulo 3. Sendo assim, a função  $f_1$  pode ser reescrita como:

$$f_1(m_a) = \frac{\mu + \frac{\tau_0}{\gamma}}{\rho} = \frac{\frac{780,8}{100} \left(\frac{100 \cdot m_a - 29,27}{\frac{2680}{60,93}}\right)^{-2,77} + 0,82 \left(\frac{100 \cdot m_a - 29,27}{\frac{2680}{60,93}}\right)^{-2,35}}{\frac{2680 + m_a}{1 + \frac{m_a}{1000}}} \quad (\text{Equação 5.4})$$

A Figura 5.1 mostra que  $f_1(m_a)$  aumenta exponencialmente com o aumento da umidade, e sabendo que  $f_1(m_a)$  é inversamente proporcional ao número de Reynolds, conclui-se que o aumento da umidade provoca o aumento exponencial do número de Reynolds.

Sendo assim, dependendo das características do material, mesmo fluxos com baixas velocidades podem se transformar em correntes de turbidez. Em compensação, fluxos com altas velocidades podem percorrer distâncias maiores sem que ocorram a transformação do fluxo em turbulento.

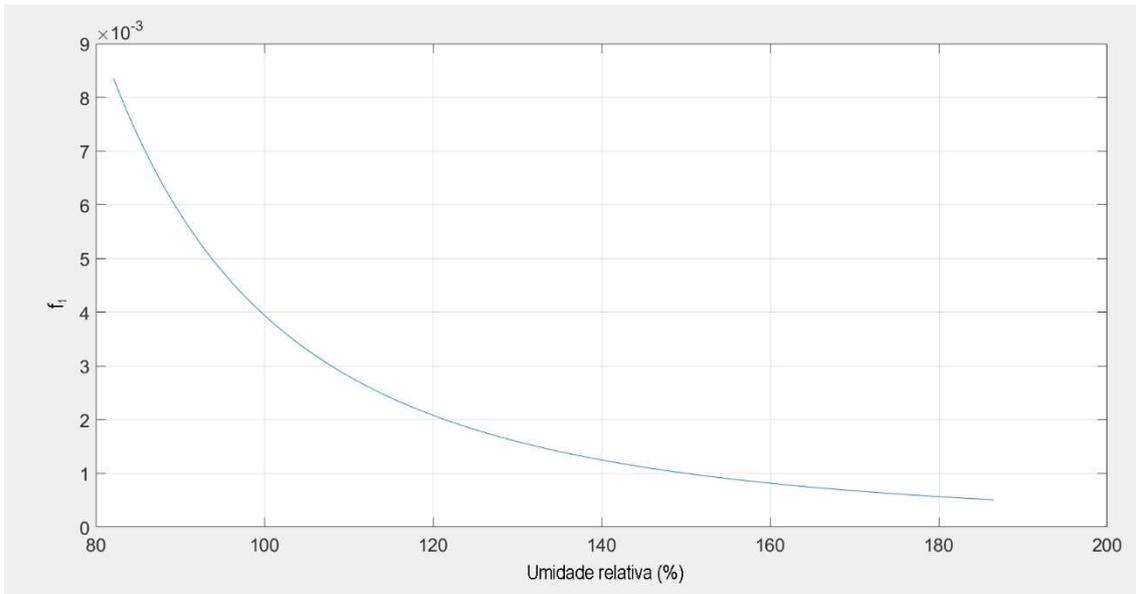


Figura 5.1 – Variação da função  $f_i$  em função da umidade relativa do solo

## 5.2 Análise da variação da velocidade utilizando uma modelagem 1D do fluxo

A análise da variação da velocidade do fluxo é um ponto importante a ser estudado, pois como foi demonstrado, ela é um dos parâmetros que afetam diretamente o comportamento e as transformações que ocorrerão no decorrer da corrida (Equação 5.1).

Sabendo que a velocidade ( $v_m$ ) varia durante todo transcorrer da corrida de massa, e desconsiderando os efeitos hidrodinâmicos, os principais esforços atuando contra o fluxo serão:

- Resistência ao cisalhamento do material (interna);
- Pressão de estagnação sobre a frente do fluxo (externa);

O termo que contribui com a aceleração do fluxo é a energia potencial gravitacional transformada em energia cinética. Sendo assim, uma forma de equacionar esses parâmetros, considerando a conservação da quantidade de energia e conservação de massa seria:

$$\text{Energia cinética} = \text{Energia potencial gravitacional} - (\text{Trabalho da força resultante da resistência interna} + \text{Trabalho da força de estagnação} + \text{Trabalho da Força de Atrito na base})$$

$$\frac{mv_m^2}{2} = mgH - \tau Lhd - \frac{\rho_w v^2}{2} Lhd - mgd \cdot \cos \theta \quad (\text{Equação 5.5})$$

Onde:

$m$  – é a massa do escoamento;

$v_m$  – é a velocidade do fluxo;

$g$  – é a aceleração da gravidade;

$H$  – distância vertical já percorrida pelo fluxo;

$\tau$  – tensão de escoamento aparente (como foi estudado no capítulo 3, a tensão crítica e a tensão de escoamento aparente possuem valores aproximados. Em um modelo numérico mais complexo que tivesse como objeto o estudo da transformação do material, seria importante o uso do modelo bilinear, pois ele contempla o comportamento do solo submetido a faixas menores de faixas de cisalhamento);

$L$  - Largura do fluxo;

$h$  - altura do fluxo;

$d$  – distância percorrida pelo fluxo;

Sendo que:

$$H = d \cdot \text{sen} \theta \quad (\text{Equação 5.6})$$

A equação 5.6 pode ser reescrita da seguinte forma:

$$v = \sqrt{\frac{2 \cdot d \cdot (9,81 \cdot m \cdot (\text{sen} \theta - \text{cos} \theta) - L \cdot h \cdot \tau)}{(m + 1000 \cdot L \cdot h \cdot d)}} \quad (\text{Equação 5.7})$$

Considerando as seguintes condições iniciais e de contorno para a montagem do modelo:

- A tensão de escoamento não varia durante a corrida de fluxo (condição de contorno para simular a umidade constante do material e a utilização do modelo de Bingham em detrimento ao modelo bilinear);
- A velocidade inicial do fluxo é nula;
- Seção transversal varia durante a corrida do fluxo, porém é uniforme em toda a sua extensão; e
- O talude onde ocorre a corrida de fluxo possui inclinação constante e é infinito

Utilizando o código fonte DBS desenvolvido pelo autor desta tese no MatLab, considerando as condições iniciais e de contorno apresentadas, é possível analisar a variação

da velocidade do fluxo em função da inclinação do talude e da distância percorrida (Figura 5.2). Os dados iniciais utilizados para a simulação foram:

- Altura inicial do fluxo: 4 m;
- Comprimento inicial do fluxo: 100 m;
- Tensão de escoamento: 400 Pa;
- Densidade da lama: 1,45 g/cm<sup>3</sup>

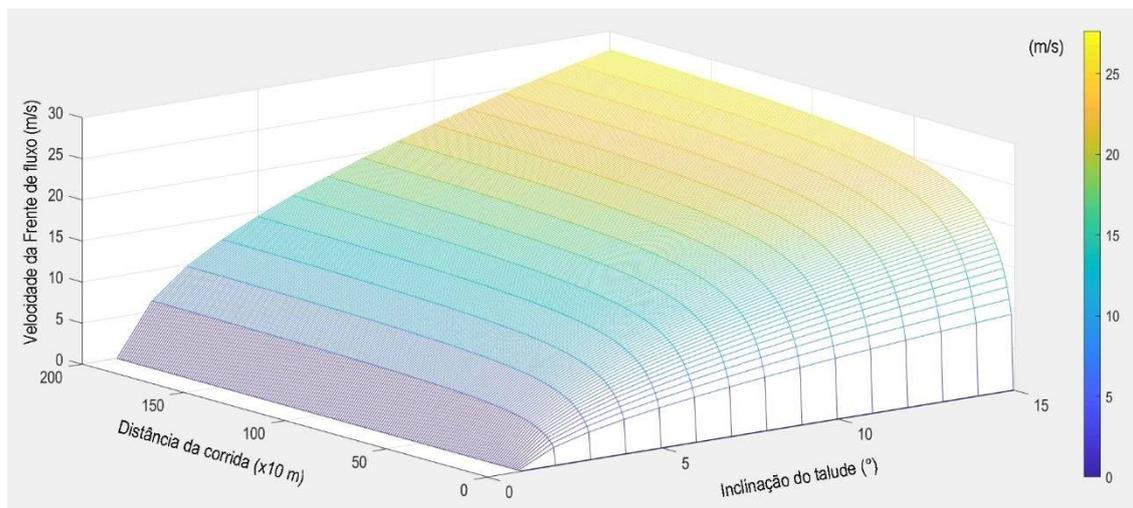


Figura 5.2 – Variação da velocidade do fluxo em função da inclinação do talude e da distância percorrida

O gráfico da Figura 5.2 representa a função da equação 5.7 para diferentes inclinações de taludes suaves (1 a 15 graus). A Figura 5.3 facilita o entendimento do gráfico anterior pois apresenta o desenvolvimento da velocidade do fluxo em função da distância percorrida para cada inclinação de talude. A primeira observação relevante é que, como o talude é constante e infinito, e sem que haja perda de massa durante o fluxo, depois de um intervalo de tempo a velocidade do fluxo se estabiliza. Na prática, isso indica que existe uma velocidade limite para cada inclinação de talude, e ao atingir essa velocidade, a taxa de perda de energia por atrito interno e externo se iguala a taxa de transformação da energia potencial em cinética.

Uma segunda observação é que a distância entre as linhas reduz à medida que a inclinação aumenta. Ou seja, a velocidade de fluxo nos taludes de menor inclinação possui uma sensibilidade maior a mudança da declividade do que nos taludes mais íngremes. Isso se explica pelo fato de que a energia cinética aumenta diretamente com a variação de altura, e reduz com o quadrado da variação da velocidade.

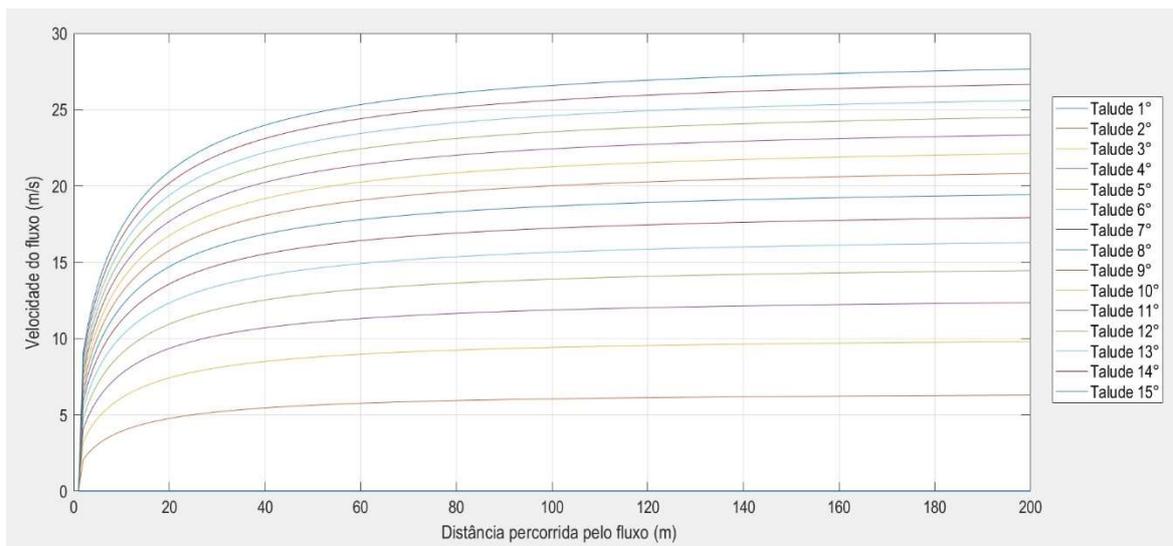


Figura 5.3 – Velocidade do fluxo x distância percorrida para diferentes inclinações do talude.

As figuras 5.2 e 5.3, já apresentadas, são importantes para o entendimento do comportamento fundamental do problema em questão. Conforme esperado, a velocidade de fluxo aumenta com a inclinação do talude, entretanto, esses gráficos não representam o problema real, pois uma das características dos fluxos submarinos é a perda de massa decorrente da força de arrasto da água, ou devido a transformação do fluxo em uma corrente de turbidez. Essa condição foi simulada utilizando o MatLab e apresentada na Figura 5.4, que mostra a variação da distância percorrida e da velocidade do fluxo em taludes suaves com diferentes inclinações. A perda de massa considerada foi de 0,5% de massa por metro percorrido. Comparando-se as Figuras 5.2 e 5.4 se constata que a perda de massa provoca a redução da velocidade e da distância total percorrida. Esse efeito se deve a diminuição da quantidade de movimento da massa deslizando, e a conseqüente perda de energia do fluxo.

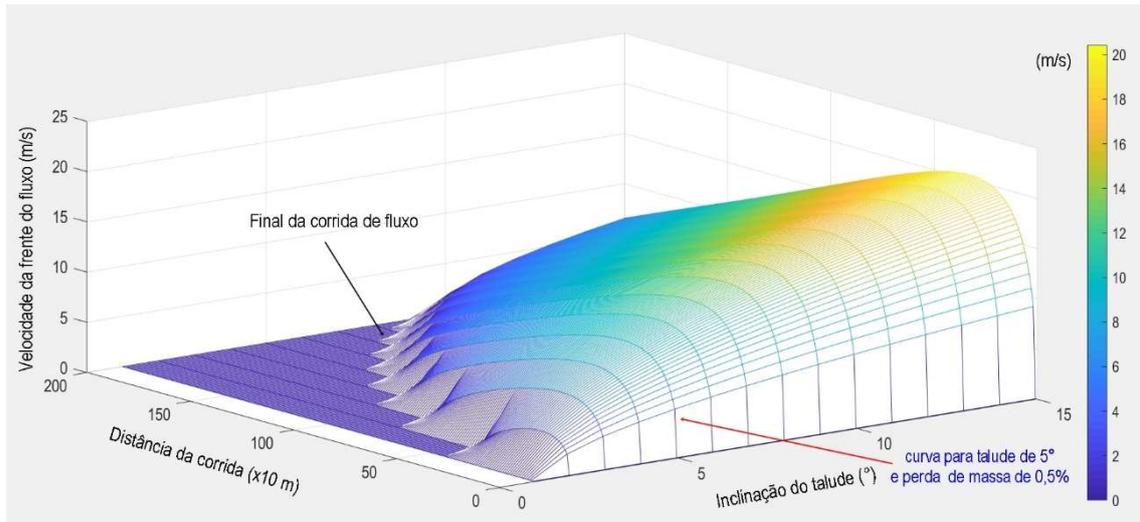


Figura 5.4 - Variação da velocidade do fluxo em função da inclinação do talude e da distância percorrida considerando uma perda de massa constante de 0,5% da massa total por metro percorrido

A Figura 5.5 ilustra a variação da velocidade do fluxo considerando um talude com inclinação constante de  $5^\circ$ , simulando 5 (cinco) condições de perda de massa. Esse gráfico possui uma curva em comum com o anterior, que é a de perda de massa de 0,5% por metro (indicada pela seta vermelha na figura 5.4). A análise do comportamento das curvas relativas à perda de massa de 0,25%, 0,50% e 1% mostra que apesar de não haver proporcionalidade desse parâmetro com a velocidade máxima, a distância final percorrida é inversamente proporcional a taxa de perda.

O resultado obtido nessa análise complementa a análise de sensibilidade de  $f_1$ . No item anterior foi constatado que o número de Reynolds provoca um aumento diretamente proporcional com a perda de massa, ou seja, o aumento da turbulência do fluxo aumenta a perda de massa. Como o presente estudo mostra que a distância percorrida é inversamente proporcional a perda de massa, mais uma vez deduz-se que a transformação do fluxo em uma corrente de turbidez reduz a distância final percorrida pelo fluxo.

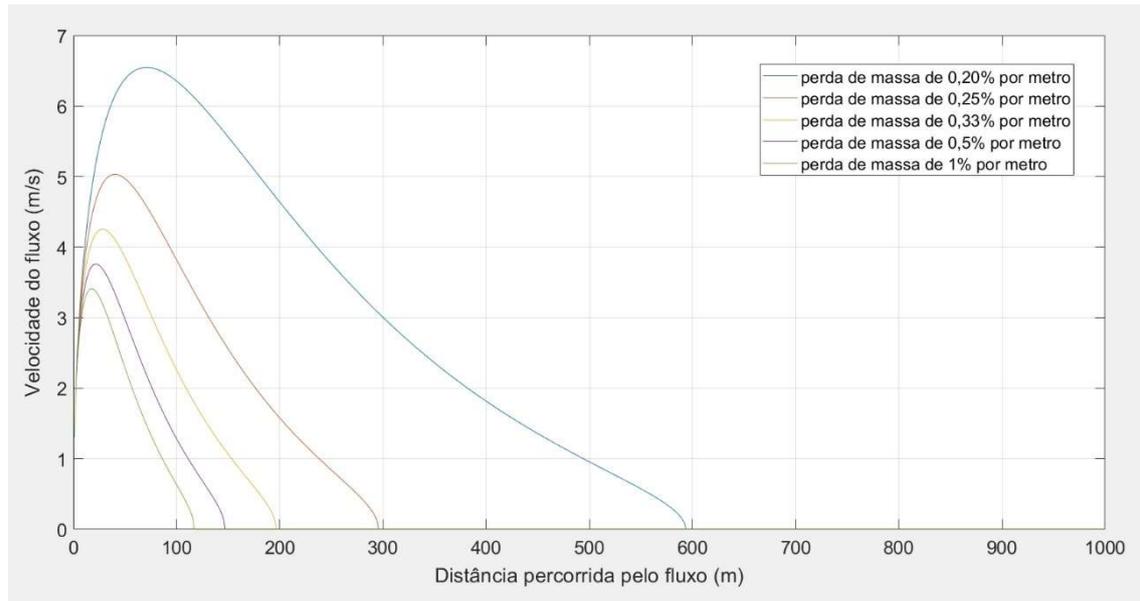


Figura 5.5 - Velocidade do fluxo x distância percorrida para diferentes taxas de perda de massa – talude de 5°

### 5.3 Resumo do capítulo

Pela análise de sensibilidade dos parâmetros do número de Reynolds em relação a umidade da mistura e velocidade do fluxo, concluiu-se que:

- As transformações no fluxo ocorridas no início da corrida são fundamentais para a determinação do tipo de fluxo e da distância final percorrida pela massa de solo, pois são nelas que ocorrem a desestruturação do solo e a incorporação de água na mistura (Figura 2.6), sendo assim, a natureza do solo, o processo de desestruturação e o mecanismo de disparo são elementos fundamentais no estudo dos fluxos de detritos submarinos;
- A inclinação do talude inicial é relevante para a determinação das transformações futuras do fluxo, haja visto que a velocidade é um parâmetro diretamente relacionada essa inclinação;
- O aumento número de Reynolds provoca um aumento diretamente proporcional na perda de massa, ou seja, o aumento da turbulência do fluxo provoca a redução de massa do fluxo. Como a análise de sensibilidade da velocidade mostra que a distância percorrida é inversamente proporcional a perda de massa, mais uma vez constata-se, por método analítico, que a transformação do fluxo em uma corrente de turbidez reduz a distância final percorrida pelo fluxo.

## 6 MODELAGEM NUMÉRICA

A modelagem numérica permite a solução das equações diferenciais parciais que representam o fenômeno físico correspondente. E com o aumento da capacidade de processamento dos computadores transformou-se em uma importante ferramenta para a solução de complexos problemas de engenharia. Além disso, proporciona a redução do tempo gasto, custos e riscos para o estudo de problemas reais. Na Geotecnia moderna a modelagem numérica tornou-se um importante complemento da modelagem física em centrífuga.

A discretização de um problema para o emprego de uma solução numérica, consiste na divisão do domínio de um problema contínuo em um número finito de elementos ou pontos que integrarão a estrutura numérica, ou computacional (Lai, et al., 2010). Essa estrutura numérica, tradicionalmente, é constituída por uma malha de pontos, ou nós, que aproximam o modelo à geometria do problema. Existem duas abordagens para a solução das equações de governo: lagrangeana e euleriana.

### 6.1 Métodos numéricos

Os modelos que utilizam uma abordagem lagrangeana, como por exemplo o Método dos Elementos Finitos (MEF) quando empregado em problemas de Mecânica dos Solos, a malha se deforma com o material durante todo o processo computacional. Sendo assim, o movimento relativo entre os nós que constituem a malha resulta na deformação dos elementos da malha, e a massa, quantidade de movimento e energia são transportados nos nós.

A abordagem lagrangeana possui as seguintes vantagens (Liu & Liu, 2003):

- Devido à ausência de um termo convectivo nas equações diferenciais parciais utilizadas, o código numérico é conceitualmente simples e pode ser processado utilizando uma capacidade computacional menor do que nos modelos que possuem o termo convectivo;
- Uma vez que a deformação da malha é solidária ao movimento do material, torna-se possível a evolução do valor das variáveis de cada ponto ao longo do tempo;
- Possibilita a definição de nós ao longo do contorno do problema, e nas interfaces de diferentes materiais. As condições de contorno do problema podem ser automaticamente impostas determinando o movimento desses nós;
- As geometrias irregulares podem ser convenientemente modeladas com o uso de malhas irregulares;

Dadas essas vantagens, os métodos lagrangeanos são amplamente utilizados para a solução dos problemas relacionados a mecânica dos sólidos. Porém, quando os problemas

envolvem grandes deformações, a exatidão da solução numérica, e conseqüentemente, o resultado, é severamente prejudicado.

Ao contrário dos modelos lagrangeanos, os métodos eulerianos são constituídos de uma malha fixa no espaço, sobre a qual os contornos, e os elementos do modelo são inicialmente locados, e posteriormente deslocados. Nesse caso a forma e o volume das células da malha permanecem imutáveis durante todo o processamento. Conseqüentemente, na abordagem lagrangeana as principais incógnitas são os deslocamentos dos elementos, enquanto na euleriana, são as suas velocidades.

Uma vez que a abordagem euleriana utiliza uma malha fixa, a modelagem de problemas com grandes deformações não provoca as inconsistências numéricas observadas nos métodos lagrangeanos. Por isso ela é amplamente utilizada para a solução de problemas de mecânica dos fluidos. Em princípio, todos os problemas de hidrodinâmica podem ser numericamente resolvidos com o uso de um método euleriano multifásico que calcule a massa, a quantidade de movimento e a energia da partícula que passa através do contorno das células.

Entretanto, os métodos com abordagem eulerianos possuem grandes desvantagens (Liu & Liu, 2003):

- É muito complexa a análise da evolução das variáveis de campo dos pontos do material no decorrer do tempo, uma vez que o movimento da partícula não pode ser monitorado com a utilização de uma malha fixa;
- A geração da malha para contornos e geometrias irregulares pode provocar uma sobrecarga computacional considerável pois, em geral, é necessária a conversão do domínio irregular para um domínio regular;
- Como os métodos eulerianos requerem uma malha para a sua solução, faz-se necessária a determinação do domínio do problema e da extensão da malha por toda a área onde pode ocorrer o fluxo de material. Sendo assim, o custo computacional pode aumentar muito, dependendo do problema a ser modelado.

## **6.2 Métodos sem malhas**

Uma forma mais eficiente de realizar a modelagem de problemas onde ocorrem grandes deformações é a utilização de modelos baseados no conceito de partículas ou pontos independentes de uma malha de cálculos (Augarde & Andersen, 2009).

Segundo (Liu & Liu, 2010), os métodos sem malha possuem as seguintes vantagens:

- Podem solucionar, facilmente, problemas que envolvem grandes deformações;

- A conectividade entre os nós é gerada como parte do processamento e se altera durante o processamento. Contudo, deve se considerar o custo computacional necessário para a identificação das partículas vizinhas;
- É possível a representação geométrica mais adequada do modelo.

### 6.3 Métodos MPM e SPH

Para a modelagem do fluxo de detritos submarinos foram utilizados e comparados dois métodos sem malha: o MPM, com o software NairnMPM, e o SPH, com o software *DualSPPhysics*.

Os dois softwares foram comparados e validados uma publicação com participação do autor (Vargas, et al., 2018), e têm duas importantes características: 1) possuem código-fonte aberto, o que possibilita futuros aperfeiçoamentos e customizações; 2) trabalham com modelos multifásicos, sendo que pelo menos uma das fases é um fluido não-newtoniano.

#### 6.3.1 Método dos Pontos Materiais (MPM)

O método de ponto de material (MPM) é uma extensão do FLIP (Brackbill, et al., 1988), desenvolvido no método PIC (*Particle in cell*) (Sulsky, et al., 1994), sendo geralmente usado para resolver problemas de mecânica dos sólidos com variáveis dependentes do tempo (Sulsky, et al., 1995). O MPM é apresentado dentro de uma estrutura MEF euleriana e sua equação é baseada em pontos materiais (abordagem lagrangeana) onde as informações como a tensão, as propriedades do material e as variáveis dependentes do tempo são transportadas. O MPM trabalha com condições de contorno aplicadas tanto em malha quanto em pontos materiais, permitindo a superfície móvel arbitrária (Liu & Liu, 2003) . A Figura 6.1 apresenta os principais componentes do método. A seguir será apresentada a formulação matemática do método (Vargas, et al., 2018).

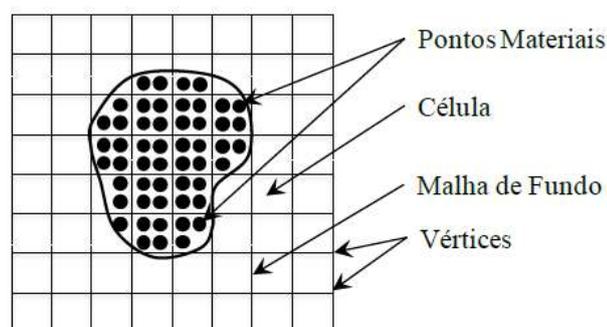


Figura 6.1 - Elementos do Método dos Pontos Materiais (Serna, 2012)

A conservação da massa e da quantidade de movimento dos diferentes materiais é expressa como

$$\frac{d\rho}{dt} + \rho \nabla \cdot \vec{v} = 0 \quad (\text{Equação 6.1})$$

e

$$\rho \vec{a} = \nabla \cdot \sigma + \rho \vec{b} \quad (\text{Equação 6.2})$$

onde a  $\rho(\vec{x}, t)$  é a massa específica de um ponto material;  $\vec{a}(\vec{x}, t)$  e  $\vec{v}(\vec{x}, t)$  são a aceleração e a velocidade, respectivamente;  $\sigma(\vec{x}, t)$  é a Tensor de tensão de Cauchy; e  $\vec{b}(\vec{x}, t)$  é a força de campo específica. É necessária uma lei constitutiva para fechar o sistema de equações. Para fluxos incompressível, temos o tensor de tensão:

$$\sigma_{ij} = -p\delta_{ij} + \mu \left( \frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (\text{Equação 6.3})$$

Onde  $\mu$  é a viscosidade dinâmica do fluido. O tensor da taxa de deformação é definido por

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{2} [\nabla \vec{v} + (\nabla \vec{v})^T] \quad (\text{Equação 6.4})$$

Para discretizar as Equações 6.1 e 6.2, a massa, velocidade e força externa dos pontos materiais são interpolados para os nós da malha de fundo por:

$$m_g = \sum_p S_{gp} m_p \quad (\text{Equação 6.5})$$

$$\vec{v}_g = \frac{1}{m_g} \sum_p S_{gp} m_p \vec{v}_p \quad (\text{Equação 6.6})$$

e

$$\vec{f}_g^{ext} = \sum_p S_{gp} \vec{f}_p^{ext} \quad (\text{Equação 6.7})$$

Onde o subscrito g representa quantidades de nós da malha e o subscrito p indica as quantidades de partículas. A soma acima define o escopo da região de influência para cada função de forma de grade  $S_{gp}$ . O gradiente da velocidade em uma partícula é calculado pela fórmula de interpolação com base no gradiente da função de forma

$$\nabla \vec{v}_p = \sum_p G_{gp} \vec{v}_g \quad (\text{Equação 6.8})$$

Onde  $G_{gp}$  é a gradiente da função de forma. A força interna no nó da malha de fundo é escrita como

$$\vec{f}_g^{int} = - \sum_p G_{gp} \sigma_p V_p \quad (\text{Equação 6.9})$$

Substituindo as equações (6.5)-(6.9), a equação de quantidade de movimento, Eq. 6.2, é reescrita como

$$m_g \vec{a}_g = \vec{f}_g^{ext} + \vec{f}_g^{int} \quad (\text{Equação 6.10})$$

Finalmente, a velocidade, o estresse e a taxa de tensão são atualizados com base na integração explícita do tempo de Euler, o que leva a

$$\vec{v}_g^{n+1} = \vec{v}_g^n + \vec{a}_g \Delta t \quad (\text{Equação 6.11})$$

$$\vec{v}_p^{n+1} = \vec{v}_p^n + \sum_g S_{gp} \vec{a}_g \Delta t \quad (\text{Equação 6.12})$$

$$\vec{x}_p^{n+1} = \vec{x}_p^n + \sum_g S_{gp} \vec{v}_g^{n+1} \Delta t \quad (\text{Equação 6.13})$$

$$\Delta \epsilon_p = \frac{\Delta t}{2} \sum_g \left[ G_{gp} \vec{v}_g^{n+1} + (G_{gp} \vec{v}_g^{n+1})^T \right] \quad (\text{Equação 6.14})$$

e

$$\rho_p^{n+1} = \rho_p^n / [1 + tr(\Delta \epsilon_p)] \quad (\text{Equação 6.15})$$

Em geral, a etapa de tempo é limitada pelo tamanho das células de fundo que hospedam as partículas, ou a condição de *Current-Friedrichs-Lewy* (CFL) (Sulsky, et al., 1994).

O NairnMPM foi o código utilizado para a modelagem em MPM, e consiste em um código aberto desenvolvido pelo professor John A. Nairn do Departamento de ciência da Madeira e Engenharia da Universidade Estadual de Oregon, EUA. O software permite tanto análises bidimensionais em um estado plano de deformação, quanto análises tridimensionais dinâmicas.

Os modelos constitutivos implementados são: variação do modelo elástico linear, incluindo o modelo viscoelástico, modelos hiperelásticos e modelos elastoplásticos. Além disso, caso haja a necessidade de qualquer outro modelo, o software possibilita a definição da curva de fluxo com a inserção de pontos da curva viscosidade versus taxa de cisalhamento.

A entrada do modelo é realizada utilizando-se um arquivo XML no qual se define a geometria (regular e irregular), a discretização da malha e dos pontos materiais, e as condições iniciais (tensões, velocidades, carregamento) do problema.

### 6.3.2 Método *Smoothed Particle Hydrodynamics* (SPH)

O *Smoothed Particle Hydrodynamics* (SPH), sendo aqui usada a denominação original do inglês, é um método lagrangeano baseado em partículas e, portanto, livre da malha (Liu &

Liu, 2003). (Lucy, 1977) introduziu este método para resolver problemas de astrofísica no espaço com três dimensões. No SPH cada partícula possui propriedades materiais individuais as quais se movem de acordo com a equação de conservação dominante (Liu & Liu, 2010). O método tem sido utilizado com frequência na área de dinâmica de fluidos em problemas com grandes deformações, sendo muito eficaz nesses casos. Sua principal vantagem é a adaptação natural realizada em uma fase muito precoce, com base em cada passo na história do movimento das partículas distribuídas arbitrariamente (Liu & Liu, 2003). Como o SPH não usa uma malha, as condições de limite só podem ser aplicadas pelo movimento predefinido de partículas localizadas nos contornos de domínio, que denotam uma das principais desvantagens deste método. A seguir está apresentada a formulação matemática do método, que está baseada na formulação apresentada por (Liu & Liu, 2003).

O espaço (V) no SPH é representado por um número finito de partículas que carregam massa individual  $m_j$  e ocupar o espaço individual  $\Delta V_j = \frac{m_j}{\rho_j}$ , em que  $\rho_j$  é a massa específica da j-ésima partícula.

A função  $u_i(x)$  é aproximada pela função do kernel como

$$u_i(x) \simeq u_i^h(x) = \int_V u_i(\bar{x})W(x - \bar{x}, h)dV_{\bar{x}} \quad (\text{Equação 6.16})$$

onde W é a função do kernel que deve ser normalizada, h é o comprimento de “suavização” definindo o domínio de influência da função do kernel W. Quando h se aproximar de zero, w deve se tornar uma função Delta.

A função de kernel para a divergência  $u_{i,i}(x)$  é dada por

$$u_{i,i}(x) \simeq u_{i,i}^h(x) = \int_V u_{i,i}(\bar{x})W(x - \bar{x}, h)dV_{\bar{x}} \quad (\text{Equação 6.17})$$

Integrando por partes e usando o teorema de divergência, a equação 6.2 pode ser reduzida a

$$u_{i,i}^h(x) = \int_V u_i(\bar{x})W_{,i}(x - \bar{x}, h)dV_{\bar{x}} - \int_V u_i(\bar{x})W_{,i}(x - \bar{x}, h)dV_{\bar{x}} \quad (\text{Equação 6.18})$$

Após discretizar o domínio material V por um conjunto de partículas, as equações 6.16 e 6.18 podem ser escritas como:

$$u_i^h(x) = \sum_{j=1}^N W(x - x_j, h) \frac{m_j}{\rho_j} u_{ij} \quad (\text{Equação 6.19})$$

e

$$u_{i,i}^h(x) = \sum_{j=1}^N W_{,i}(x - x_j, h) \frac{m_j}{\rho_j} u_{ij} \quad (\text{Equação 6.20})$$

onde  $j$  denota as quantidades associadas a  $j$ -ésima partícula,  $u_{ij} = u_i(x_j)$  é o deslocamento da  $j$ -ésima partícula na direção  $x_i$ , e  $N$  é o número de partículas dentro do domínio de suporte do ponto  $x$ .

De acordo com as equações 6.19 e 6.20 a  $i$ -ésima partícula pode ser aproximada por:

$$u_i^h(x_I) = \sum_{J=1}^N W_{IJ} \frac{m_J}{\rho_J} u_{ij} \quad (\text{Equação 6.21})$$

e

$$u_{i,i}^h(x_I) = \sum_{J=1}^N W_{IJ,i} \frac{m_J}{\rho_J} u_{ij} \quad (\text{Equação 6.22})$$

Onde

$$W_{IJ} = W(x_I - x_J) \quad (\text{Equação 6.23})$$

e

$$W_{IJ,i} = W_{,i}(x - x_J)|_{x=x_J} \quad (\text{Equação 6.24})$$

As derivadas das funções de campo também podem ser aproximadas como:

$$u_{i,i}^h(x_I) = \frac{1}{\rho_I} \left[ \sum_{J=1}^N m_J (u_{ij} - u_{iI}) W_{IJ,i} \right] \quad (\text{Equação 6.25})$$

e

$$u_{i,i}^h(x_I) = \rho_I \left[ \sum_{J=1}^N m_J \left( \frac{u_{ij}}{\rho_J^2} + \frac{u_{iI}}{\rho_I^2} \right) W_{IJ,i} \right] \quad (\text{Equação 6.26})$$

Nas duas equações acima, as funções de campo aparecem no termo de partículas emparelhadas.

No método SPH, a quantidade de movimento, a continuidade e a energia são avaliadas nas partículas. Aplicar a aproximação do SPH a estas equações resultará nas seguintes expressões:

$$\ddot{u}_{iI} = \sum_{J=1}^N m_J \left( \frac{\sigma_{Iij}}{\rho_I^2} + \frac{\sigma_{Jij}}{\rho_J^2} \right) W_{IJ,i} \quad (\text{Equação 6.27})$$

$$\dot{\rho}_I = \sum_{J=1}^N m_J (v_{iI} - v_{iJ}) W_{IJ,i} \quad (\text{Equação 6.28})$$

e

$$\dot{e}_I = \frac{1}{2} \sum_{J=1}^N m_J \left( \frac{P_I}{\rho_I^2} + \frac{P_J}{\rho_J^2} \right) (v_{iI} - v_{iJ}) W_{IJ,i} + \frac{1}{\rho_I} S_{Iij} \dot{\varepsilon}_{Iij} \quad (\text{Equação 6.29})$$

para o caso de força em um corpo livre, onde  $\sigma_{Iij} = \sigma_{ij}(x_I)$ ,  $S_{Iij} = S_{ij}(x_I)$ ,  $\varepsilon_{Iij} = \varepsilon_{ij}(x_I)$ ,  $e = \frac{E}{\rho_I}$  é a energia interna por unidade de massa (Liu & Liu, 2003).

O software utilizado para a modelagem em SPH foi o DualSPHysics, que consiste em uma ferramenta que utiliza o SPH para a solução de problemas de fluxo com superfície livre, onde a utilização dos métodos Eulerianos não traz resultados satisfatórios. Sendo assim, é um código recomendado para o estudo de problemas com superfície livre, como o impacto de ondas sobre estruturas *off-shore*, ruptura de barragens, fluxos, entre outros.

O DualSPHysics ainda possui como vantagem uma interface gráfica para a entrada dos dados, onde é possível definir os dados geométricos com fronteiras fixas, móveis e permeáveis. O modelo reológico é determinado com a definição da tensão de escoamento e da viscosidade do modelo HBP (*Herschel-Bulkley-Papanastasiou*) (Zheng Han et al, 2019; Fourtakas and Rogers, 2016).

A primeira versão, denominada SPHysics foi desenvolvido por pesquisadores da Universidade de Vigo (Espanha), *University of Manchester* (UK) e Johns Hopkins University (EUA). A versão denominada DualSPHysics tem como principal diferencial a possibilidade de realizar o processamento através da CPU (*Central Process Unit*) ou da GPU (*Graphics Processing Unit*) do computador, o que pode acelerar o processamento de problemas em computadores pessoais.

Em 2016 foi desenvolvido uma versão experimental para a modelagem de problemas com duas fases, uma líquida e uma de sedimentos (fluido não-newtoniano) (Fourtakas & Rogers, 2016; Zubeldia, E. H. Et al., 2018). No *3th DualSPHysics User Workshop*, realizado em Parma-It, com a participação do autor desta tese, os desenvolvedores informaram que até então o código nunca havia sido utilizado para o estudo de fluxos de detritos submarinos, aumentando assim a relevância do presente estudo.

#### **6.4 Comparação do MPM com o SPH visando à escolha do método numérico mais adequado para o problema**

Tendo em vista que o objetivo da modelagem numérica foi a definição do método numérico mais próximo a modelagem física centrífuga, optou-se por adotar os resultados obtidos por (Acosta, 2015), que realizou os ensaios na centrífuga de braço do laboratório de Geotecnia da UENF. A centrífuga da UENF possui um raio de 3,5 m, e uma caixa de ensaios

cuja rampa tem a inclinação de 6°. Com isso, para fins de comparação entre os métodos numéricos, os problemas relacionados a variação do campo inercial ao longo da rampa, já analisados no capítulo 4 ficam minimizados.

A Figura 6.2 apresenta a curva de fluxo medida na amostra utilizada por Acosta utilizando-se o reômetro descrito no capítulo 3. Como pode se ver na equação de ajuste, a tensão de escoamento aparente é de 269,09 Pa e a viscosidade de Bingham de 7,61 Pa.s.

Diferente dos materiais ensaiados no capítulo 3, o material utilizado por Acosta não apresenta um comportamento bilinear tendo em vista a importante quantidade de areia na mistura, o que aumenta a resistência inicial (tensão de escoamento aparente) que se dá por atrito. Além disso, a mistura possibilitou a observação da subida da curva para as taxas de cisalhamento maiores, conforme descrito por (Santoro, et al., 2012)

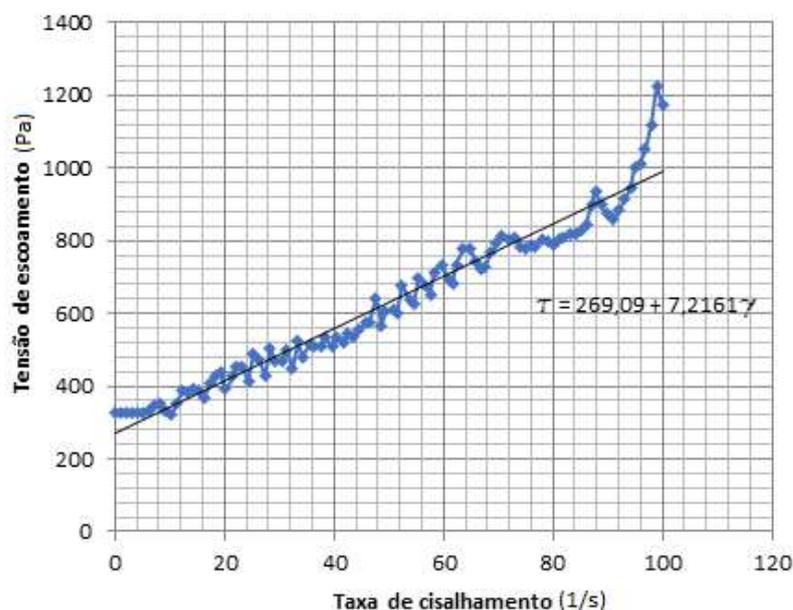
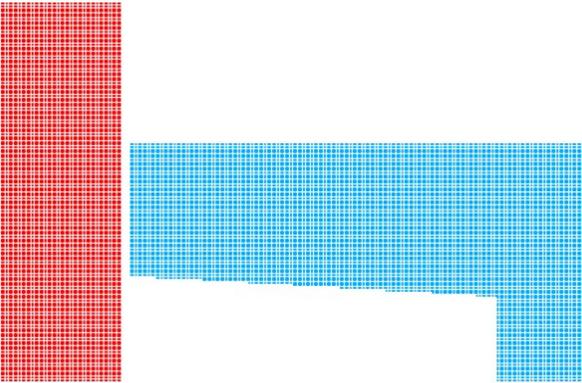
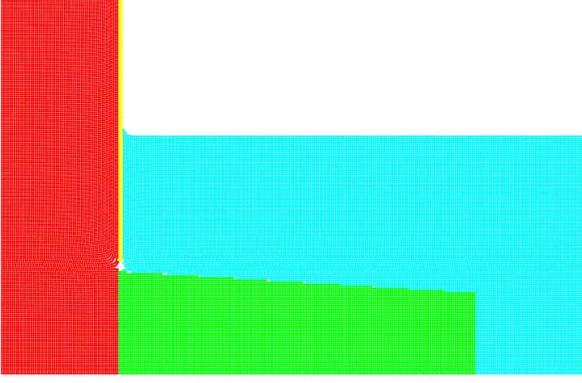
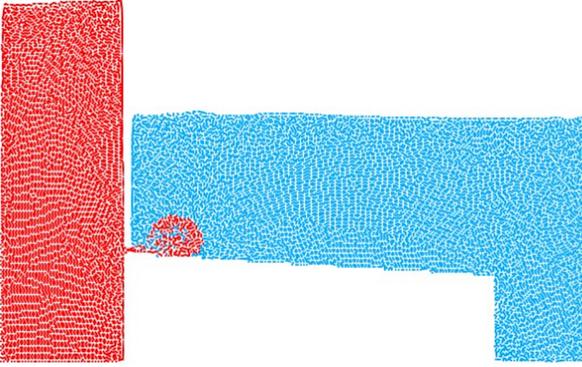
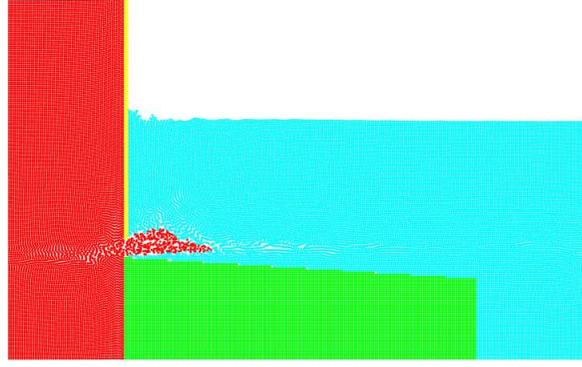


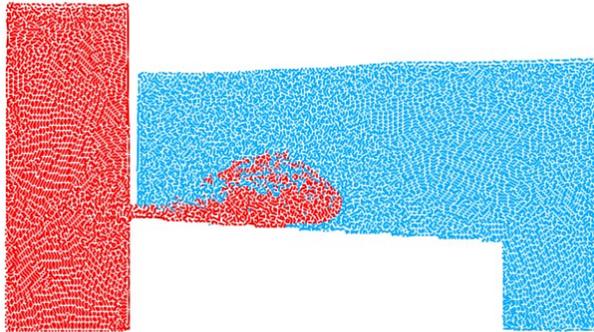
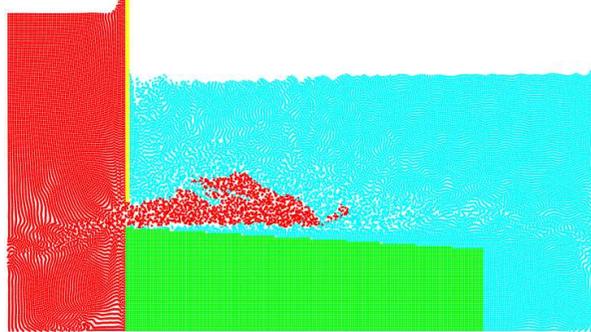
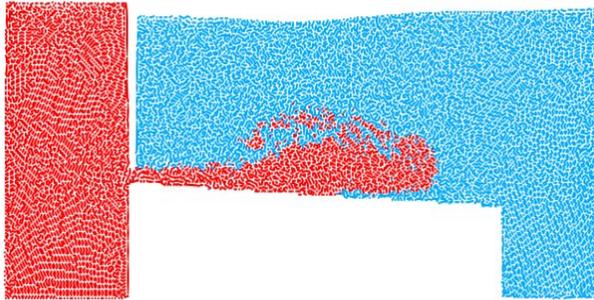
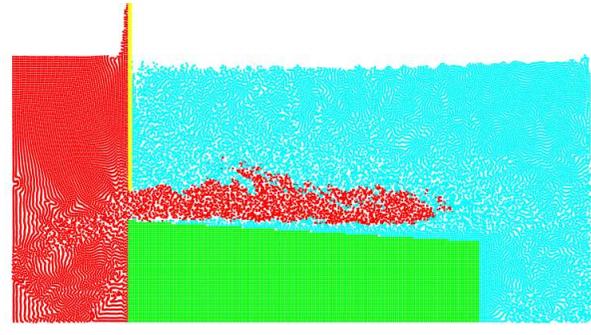
Figura 6.2 – Curva de Fluxo da mistura utilizada por Acosta (2015)

A Figura 6.3 apresenta a comparação do ensaio centrífugo com dois modelos numéricos. O primeiro foi executado com o software *DualSPHysics*, e o segundo com o software *NairnMPM*.

**Centrífuga: injeção de argila na água;**

Aceleração: 40g; Altura da água: 282 mm; Declividade da rampa: 6%; Comprimento da rampa: 424 mm; Velocidade de abertura: 10 cm/s

Tempo	Test A (Acosta, 2015)	SPH (DualSPHysics)	MPM (NairnMPM)
	 <p data-bbox="472 815 622 874">t= 5006,1 (ms) (a)</p>		
110 ms	 <p data-bbox="456 1246 607 1305">t= 5220,2 (ms) (b)</p>		

190 ms	 <p>t=5298,2 (ms) (c)</p>		
Tempo	Test A (Acosta, 2015)	SPH (DualSPHysics)	MPM (NairnMPM)
250 ms	 <p>t=5358,1 (ms) (d)</p>		

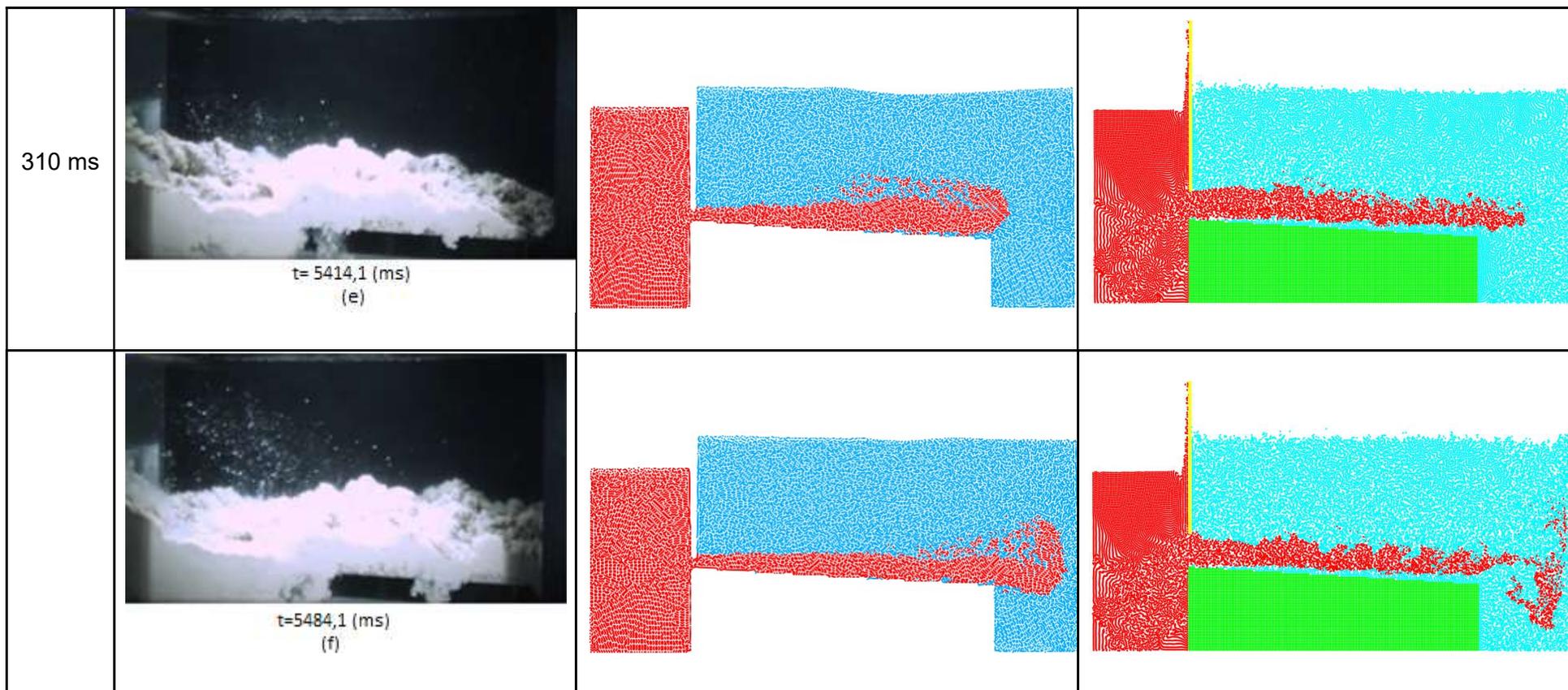


Figura 6.3 – Comparação entre o modelo numérico utilizando o SPH e o MPM

Os pontos vermelhos da Figura 6.3 representam a argila e os pontos azuis a água. A geometria é a mesma adotada no ensaio experimental de Acosta. No SPH foram utilizadas partículas espaçadas em 3 mm, o que resultou em 20.839 partículas. O tempo total de simulação foi de 117 segundos.

No MPM foram utilizadas células com 5 mm de aresta, preenchidas inicialmente com 4 pontos materiais, totalizando 35.417 pontos. Para essa malha e densidade de pontos, o tempo de simulação foi de 384 segundos.

A evolução da corrida de fluxo ocorreu, em ambas as simulações, em conformidade com as imagens obtidas da modelagem centrífuga. Porém, ao se analisar a formação da cabeça de fluxo, que é característica dos fluxos de detritos submarinos, percebe-se que o modelo no *NairnMPM* (MPM) não apresentou a formação da frente de fluxo, nem da corrente de turbidez sobre o fluxo.

A modelagem realizada no *DualSPHysics* (SPH) além de apresentar um deslocamento equivalente ao obtido na modelagem centrífuga, também resultou na formação de uma frente de fluxo elevada pela pressão de estagnação, e a sucção na parte superior do fluxo que propiciou a formação de uma corrente de turbidez.

Com base nos resultados acima, conclui-se que para o estudo de fluxos de detritos submarinos, o *DualSPHysics* além exigir um menor tempo de processamento, também apresentou um comportamento mais próximo ao comportamento observado no ensaio experimental, demonstrando ser uma poderosa ferramenta para esses tipos de estudos.

Um importante ponto a ser destacado é que a utilização do *NairnMPM* para essa natureza de problemas não foi descartada pela análise realizada. Existem vários parâmetros, principalmente os relativos à interface entre a lama, a fase aquosa e o fundo da caixa que podem ser ajustados para o aperfeiçoamento do modelo.

## **6.5 Modelagem numérica do ensaio centrífugo com o *DualSPHysics* (SPH)**

A simulação dos ensaios realizados na mini centrífuga geotécnica da COPPE foi inicialmente planejada considerando três alternativas, sendo que cada uma delas possui vantagens e desvantagens.

- **Alternativa 1:** *simulação do modelo completo, incluindo o sistema de lançamento e a caixa de ensaios;*

*Vantagens:*

Possibilitaria a modelagem de todas as etapas do ensaio, com a visualização do percurso do fluxo em todo o sistema de lançamento.

*Desvantagens:*

A geração de um modelo numérico do ensaio físico completo (com o sistema de lançamento, a simulação do movimento circulatório do tambor da centrífuga e o canal da rampa) demandaria um domínio maior para o problema, pois as bordas seriam estendidas, provocando assim um incremento da capacidade computacional necessária;

Existem no sistema de lançamento partes flexíveis, como as mangueiras do sistema de lançamento, e a modelagem da interação entre a lama com essas partes sólidas (contornos móveis), ambos submetidos a aceleração centrífuga, seria um problema de magnitude tão grande ou maior do que simular o problema da modelagem do fluxo submerso.

- **Alternativa 2:** *Construção de um modelo com o fluxo de lama na rampa. Nesse caso seria construída uma fase não-newtoniana dentro do contorno aproximado do fluxo, e o resto da caixa seria preenchido com água. A fase de lama teria uma velocidade horizontal inicial igual a velocidade média medida nos ensaios;*

*Vantagens:*

Trata-se do modelo mais simples do que o anterior, pois nesse caso seria só seria necessária a construção do modelo com a caixa da rampa preenchida com água, e dentro desse meio aquoso seria incluída uma fase de lama, com bordas totalmente permeáveis, cujos pontos teriam uma velocidade inicial definida (relativa a cada ensaio centrífugo).

*Desvantagens:*

Esse modelo deixa de simular eventos importantes como o comportamento da lama na entrada do canal preenchido por água. A interação entre as duas fases é determinante para o comportamento do fluxo submerso;

A definição de uma velocidade horizontal inicial para a fase de lama não simula o campo vetorial de velocidades desenvolvidos durante um fluxo de detritos submarinos.

- **Alternativa 3:** *Construção de um modelo contendo duas caixas distintas, e interligadas por uma abertura. A abertura seria equivalente a altura do fluxo medida em P1 nos ensaios centrífugos, a caixa 1 seria preenchida*

*por lama, e a caixa 2 (de ensaios) seria preenchida com água. Para a simulação das condições medidas nos ensaios centrífugos, seria aplicada a lama uma velocidade horizontal similar a velocidade média medida pelas câmeras em P1*

**Vantagens:**

Trata-se de um modelo intermediário que pode simular o comportamento da fase de lama ao entrar em contato com a fase aquosa, possibilitando a modelagem e verificação dos fenômenos observados nos ensaios centrífugos, desde que definidas as condições iniciais e de contorno adequadas.

**Desvantagens:**

O modelo possibilita o estudo do comportamento dos diferentes tipos de fluxos (análise qualitativa), porém não representa todos os mecanismos envolvidos no ensaio, sendo estes substituídos pela adoção de condições iniciais e de contorno adequadas. Essa restrição inviabiliza a realização de análises quantitativas.

Analisando-se as vantagens e desvantagens das três alternativas acima, e considerando que os principais objetivos da pesquisa foram o *set up* completo da centrífuga a tambor e o estabelecimento de uma metodologia de estudo para a análise da evolução dos fluxos de detritos submarinos, optou-se por adotar a *Alternativa 3* para a simulação dos ensaios do Capítulo 4.

### **6.5.1 Objetivos da modelagem numérica com o SPH**

A modelagem numérica teve como objetivo simular os diferentes tipos de fluxo estudados no capítulo 4. Para isso foram criados modelos com a maior fidelidade possível das condições existentes no ensaio centrífugo, buscando assim, a observação da ocorrência da aquaplanagem, da formação da corrente de turbidez e do fluxo de detritos sem aquaplanagem.

As análises dos resultados obtidos foram realizadas com base em dois três parâmetros: imagens obtidas, componentes vertical e horizontal da velocidade do meio aquoso junto ao fluxo e o movimento das partículas dentro do canal.

### **6.5.2 Condições iniciais e de contorno**

#### **a) Modelo numérico**

Como já foi exposto, o modelo numérico foi elaborado com a inclusão de algumas condições iniciais e de contorno, de forma que fosse possível simular as condições dos ensaios, com um grau de similaridade aceitável com o modelo físico. Conforme

mostrado na Figura 6.4 o contorno foi projetado com duas caixas, uma caixa com lama, e uma caixa com rampa cheia de água. A primeira possui o formato quadrado, 40 cm de comprimento e 40 cm de altura. A segunda possui 1,1 m de comprimento e uma rampa de 5°. As caixas são divididas por uma parede de 40 cm de altura com uma abertura variável na parte inferior.

Todos os modelos numéricos foram gerados em 2D e contêm 27.144 partículas. Sendo que 3.008 partículas são referentes as bordas do modelo, 6.654 partículas relativas a fase de lama e 17.482 partículas da fase aquosa. A distância entre os pontos é de 0.003 m.



Figura 6.4 – Contornos das caixas de água e de lama do modelo numérico

### **b) Ensaios simulados**

Foram realizadas 3 modelagens diferentes, simulando os seguintes ensaios: w85\_1.1, w90\_0.9, w100\_0.9. Visando acomodar as questões relacionadas às modelagens física e numérica, foram adotadas as condições iniciais para os ensaios mostradas na Tabela 6.1, sendo as variáveis mostradas nesta tabela ilustradas nas Figuras 6.4, 6.5 e 6.6. A velocidade inicial do fluxo na direção x (Figura 6.5) e a dimensão da abertura entre as caixas (Figura 6.4) equivalem a velocidade do fluxo e a altura do fluxo medidas na câmera 1 no ensaio centrífugo (Tabela 4.6).

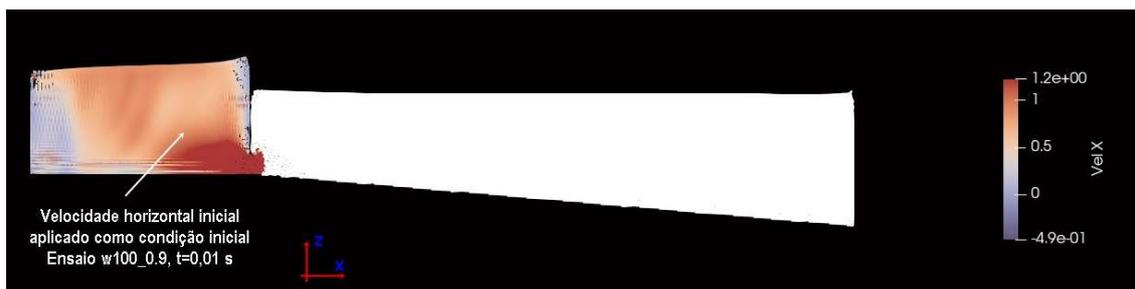


Figura 6.5 – Representação da velocidade horizontal inicial aplicada como condição inicial da modelagem numérica

Tabela 6.1 – Condições iniciais impostas na modelagem numérica

Ensaio	Velocidade inicial em x (fluxo)	Dimensão da abertura entre as caixas	Altura da coluna de lama	Altura da coluna d'água
w85_1.1	0,09 m/s	1,2 cm	20 cm	15 cm
w90_0.9	0,40 m/s	1,5 cm	20 cm	15 cm
w100_0.9	1,00 m/s	4,0 cm	20 cm	15 cm

### c) Comprimento da caixa de lama

Uma condição de contorno importante foi a definição do comprimento da caixa de lama. Como já foi detalhado, a corrida de fluxo é decorrente da energia cinética oriunda da aplicação de uma velocidade horizontal inicial, somado a transformação da energia potencial gravitacional, resultante da diferença do peso unitário das duas colunas com fases diferentes. Sendo assim, quanto menor for o comprimento da caixa de lama, maior é a variação de energia potencial durante o fluxo. A condição de contorno ideal seria a de um comprimento infinito e uma comporta para a interrupção do fluxo. Entretanto, modelos maiores necessitam de uma capacidade computacional maior. O valor de 40 cm foi ajustado após diferentes simulações.

### d) Diferenças de alturas entre as colunas de lama e de água

Foi adotada uma diferença de 5 cm entre a altura da coluna de lama e de água, conforme ilustrado na Tabela 6.1 e Figura 6.6. Essa diferença foi empregada para que

ocorresse uma diferença de energia potencial entre os dois fluidos, viabilizando um fluxo temporário permanente da caixa de lama para a caixa de água.

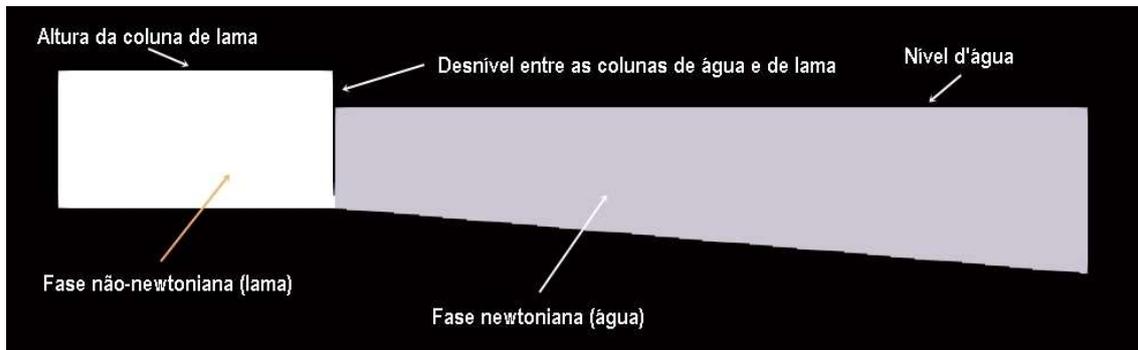


Figura 6.6 – Representação da fase aquosa e da lama no modelo numérico

Na concepção inicial da modelagem numérica, a altura do fluxo de água (Figura 6.6) na caixa tinha a mesma altura do modelo físico. Porém, as primeiras modelagens mostraram que uma lâmina d'água muito pequena causava muita turbulência na fase aquosa do modelo numérico, comprometendo os resultados obtidos. Sendo assim, optou-se pelo aumento da lâmina d'água e da coluna de lama.

### 6.5.3 Modelo reológico

O modelo reológico adotado foi o HBP, já incorporado ao código fonte do *DualSPHysics*, e definido pela seguinte expressão:

$$\tau = \frac{|\tau_0|}{\dot{\gamma}} [1 - e^{-m\dot{\gamma}}] + 2\mu |4\dot{\gamma}|^{\frac{n-1}{2}} \quad (\text{Equação 6.30})$$

Onde:

$\tau$  – tensão de cisalhamento

$\tau_0$  – tensão de escoamento

$m$  – variável a ser definida no modelo

$n$  – variável a ser definida no modelo

$\dot{\gamma}$  – taxa de cisalhamento

O HBP possui uma grande vantagem, que é a sua adaptabilidade para os diferentes tipos de curvas de fluxo. Essa característica é dada pela existência das variáveis  $m$  e  $n$  definidas na modelagem do problema (Figura 6.7), o que possibilita a

construção de modelos mais simples como o de Bingham até os mais complexos. A comparação dos gráficos das Figuras 6.7 e 3.3a ilustra bem esta versatilidade.

Na presente pesquisa foi adotado o modelo de Bingham, sendo os parâmetros de cada ensaio os mesmos usados no capítulo 4 (ver Tabela 4.6) e apresentados na Tabela 6.2.

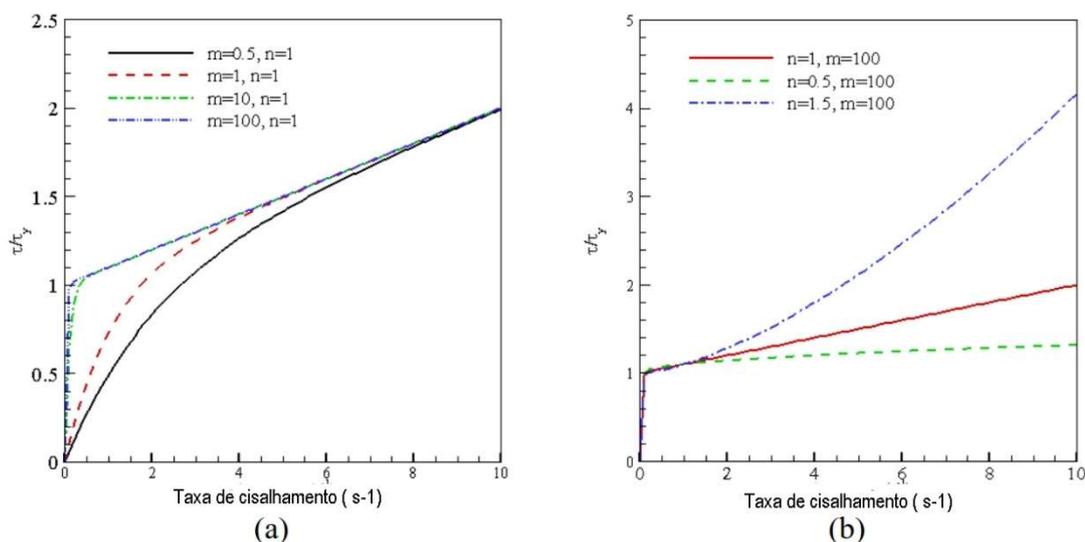


Figura 6.7 – Modelo HBP (Adaptado de Fourtakas and Rogers, 2016)

Tabela 6.2 – Parâmetros utilizados na modelagem numérica

Ensaio	m	n	Tensão de escoamento (Pa)	Viscosidade (Pa.s)
w100_p0.8	100	1	200	4,57
w90_p0.9	100	1	231	5,89
w85_p1.1	100	1	300	4,05

#### 6.5.4 Apresentação e análise qualitativa dos modelos numéricos

Para possibilitar a análise do desenvolvimento do fenômeno, a apresentação do resultado da modelagem numérica está disposta em figuras que correspondem a tempos distintos de cada uma das modelagens, sendo que todas as figuras possuem uma imagem representando a velocidade horizontal (direção x) desenvolvida pelo fluxo, e uma outra com a velocidade vertical (direção z) desenvolvida no meio aquoso.

A análise da velocidade horizontal do fluxo é fundamental para o estudo da interação do fluxo com a rampa e com o meio aquoso. Em contrapartida, o estudo da

velocidade vertical da água permite a constatação das pressões hidrodinâmicas atuando sobre o fluxo.

Algumas das figuras possuem um terceiro gráfico com um parâmetro ora definido como  $l_{dp}$  (identificação da partícula). A primeira etapa da modelagem consiste na geração das partículas de ambas as fases. Essa geração ocorreu da esquerda para a direita, e segundo a abscissa de cada partícula, em uma escala de cores crescente (azul mais à esquerda), as partículas de água foram identificadas. Isso possibilitou a constatação do transporte de partículas de água pelo fluxo, e quanto maior é esse transporte, maior é a força de arrasto exercida pela fase aquosa.

#### *6.5.4.1 Modelagem numérica do ensaio w85\_1.1*

A performance do modelo numérico foi analisada utilizando os frames correspondentes ao tempo de 0,5 s, 0,10 s, 0,15 s e 0,30 s, conforme mostrado respectivamente nas Figuras 6.8, 6.9, 6.10 e 6.11. Estes intervalos foram assim definidos considerando-se que antes dos 0,5 s foi observado que o fluxo sofria muita interferência das bordas da passagem entre as câmaras; e acima dos 0,30 s o fluxo não sofreu alteração de comportamento.

Em relação a velocidade horizontal, nas Figuras 6.10a ( $t=0,15$  s) fica evidenciada a desaceleração do fluxo junto a rampa (atrito), o que indica que não ocorreu a entrada de água sob o fluxo e a formação de uma camada basal de baixa viscosidade que propiciaria a aquaplanagem. Esse comportamento está coerente com a leitura observada nos transdutores em P1 da Figura 4.19, pois a diferença entre a leitura do transdutor de tensão e o de poro pressão mostra que o fluxo encontra em contato direto com a rampa.

A avaliação da velocidade vertical do meio aquoso também não indica a ocorrência de pressões ascendentes, que resultariam na elevação de uma cabeça de fluxo, ou de turbulência sobre o fluxo (a cor do meio aquoso é uniforme) que gerariam o desprendimento de material para a formação de correntes de turbidez

Em relação a comparação entre a forma do fluxo nas modelagens centrífuga e numérica, pode ser observada uma semelhança muito grande entre a Figura 4.19 do ensaio w.85\_p1.1 e a Figura 6.9, caracterizando um mesmo comportamento.

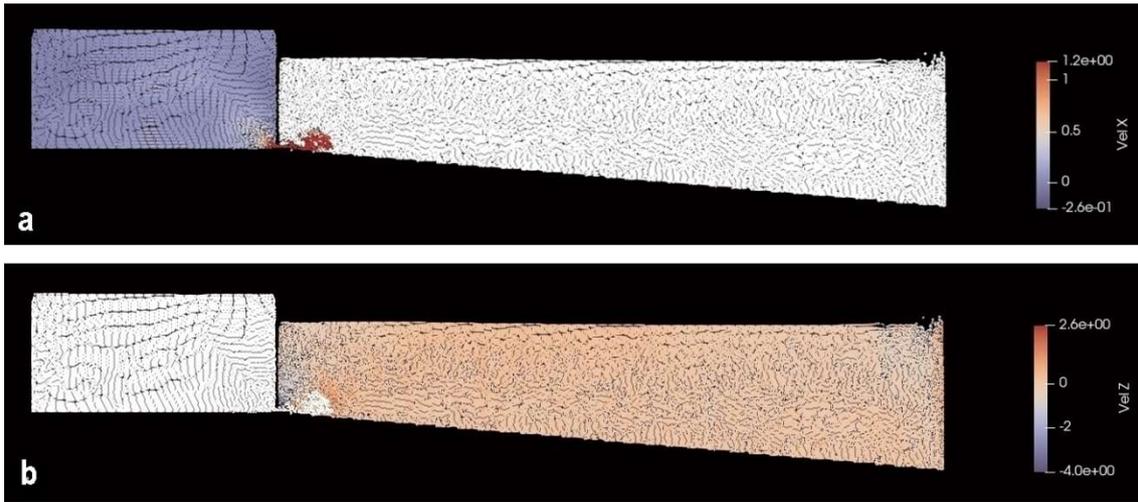


Figura 6.8 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w85\_1.1. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,05s$  (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa

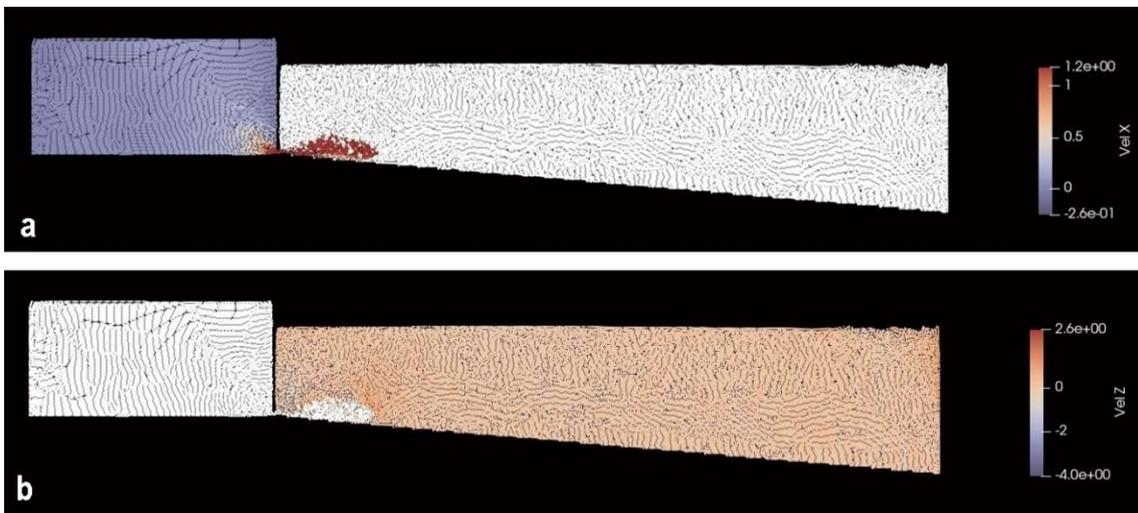


Figura 6.9 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w85\_1.1. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,10 s$  (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa

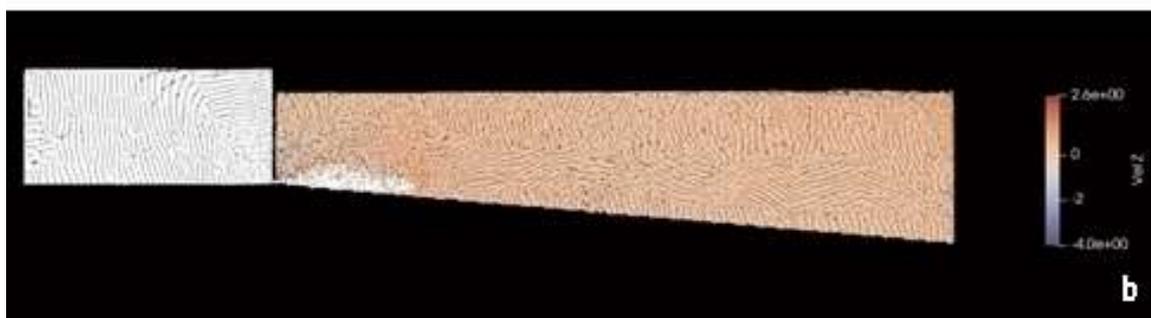
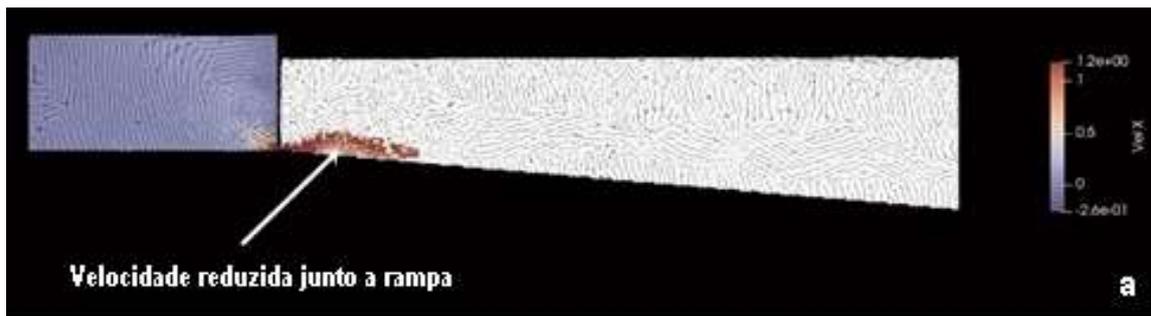


Figura 6.10 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w85\_1.1. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,15$  s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa

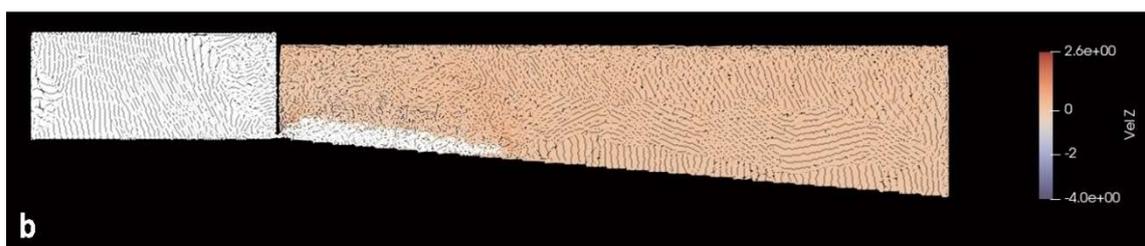
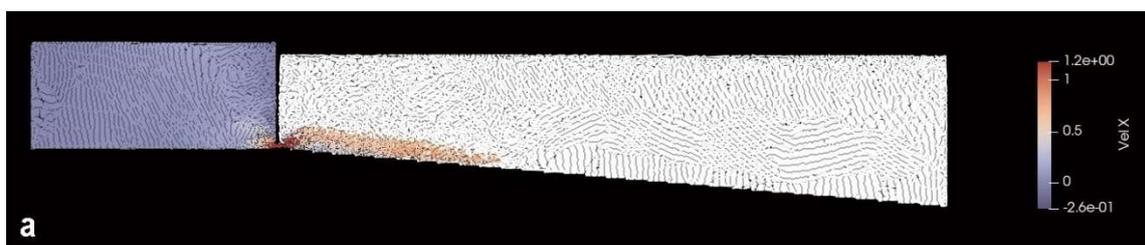


Figura 6.11 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w85\_1.1. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,30$  s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa

#### 6.5.4.2 Modelagem numérica do ensaio w90\_0.9

Nas figuras 6.12, 6.13, 6.14 e 6.15 são apresentados os resultados da modelagem numérica relativa ao ensaio w90\_0.9, respectivamente para os tempos 0,05s, 0,08s, 0,12s e 0,30s. Assim como na análise anterior, os frames foram selecionados dentro de um intervalo de tempo suficiente para o entendimento dos eventos ocorridos no ensaio.

A Figura 6.12, que representa um tempo de fluxo de 0.05 s, apresenta uma diferença marcante se comparada à Figura 6.8 (referente a  $t = 0,05$  s na modelagem do ensaio w85\_1.1), que é a saída mais turbulenta do material do compartimento de lama. O efeito dessa turbulência é a ocorrência, na parte superior do fluxo, de pequenas porções com velocidade horizontal negativa (Figura 6.12a) geradas pela força de arrasto do meio aquoso.

As Figuras 6.13a e 6.14a mostram a entrada de água sob a parte inferior da cabeça de fluxo. Com foi visto no capítulo 4, essa entrada de água é fundamental para a ocorrência da aquaplanagem. Além disso, a Figura 6.14 se assemelha muito a Figura 4.16 obtida no ensaio centrífugo, onde pode ser observada a cabeça de fluxo elevada, o estreitamento do fluxo e formação de uma pequena corrente de turbidez sobre a frente de fluxo.

A pressão de estagnação que provoca a elevação da frente de fluxo foi gerada pelo movimento ascendente do meio aquoso, com velocidade vertical de 1 a 2 m/s, e representada nas Figuras 6.12b e 6.13b. O descolamento da cabeça de fluxo pode ser observado na Figura 6.15b pela ocorrência de vazios entre a frente e a cauda do fluxo.



Figura 6.12 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w90\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,05$ s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa



Figura 6.13 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w90\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,08$  s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa

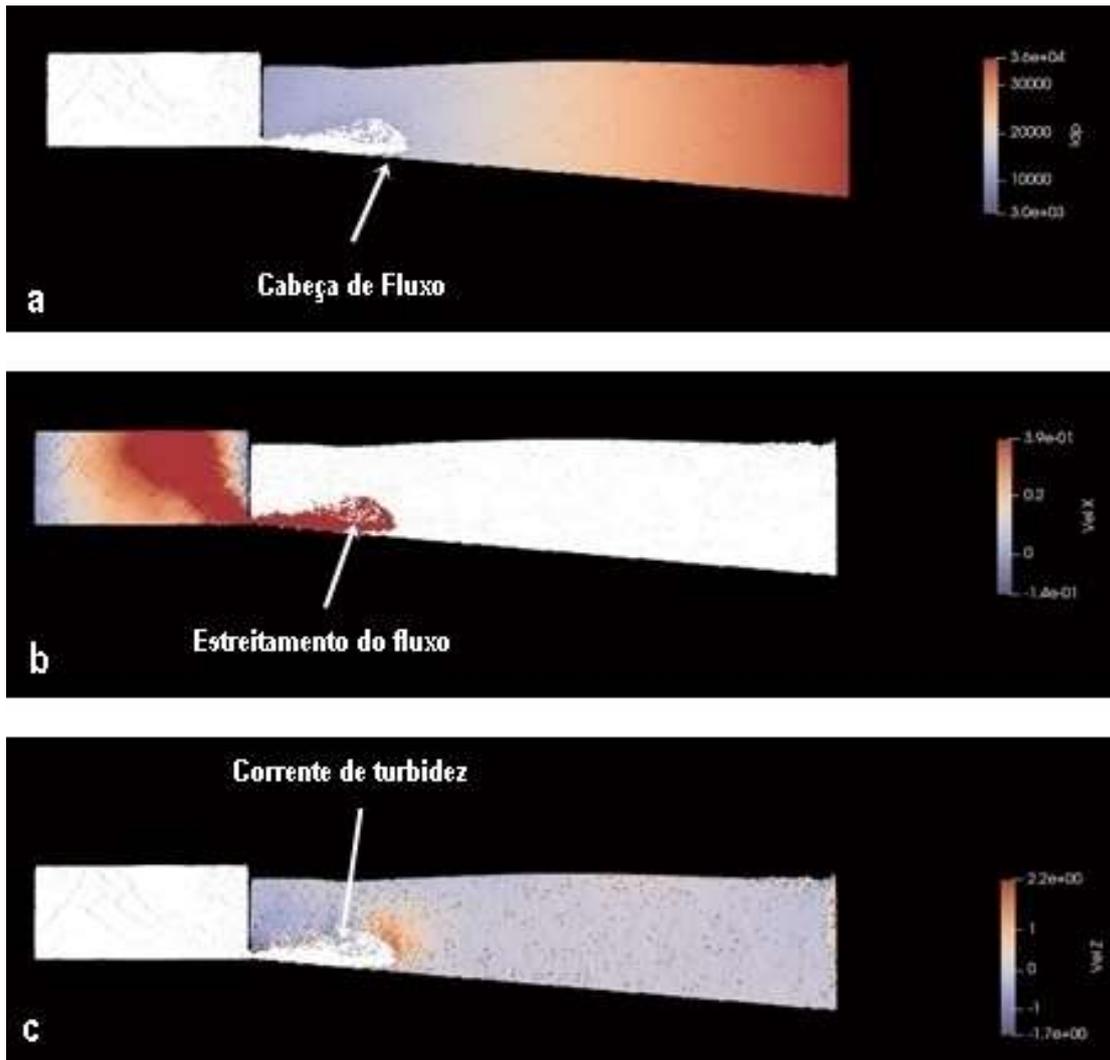


Figura 6.14 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w90\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,12$  s (a)  $Idp$ , (b) Velocidade horizontal da lama, (c) velocidade vertical da fase aquosa

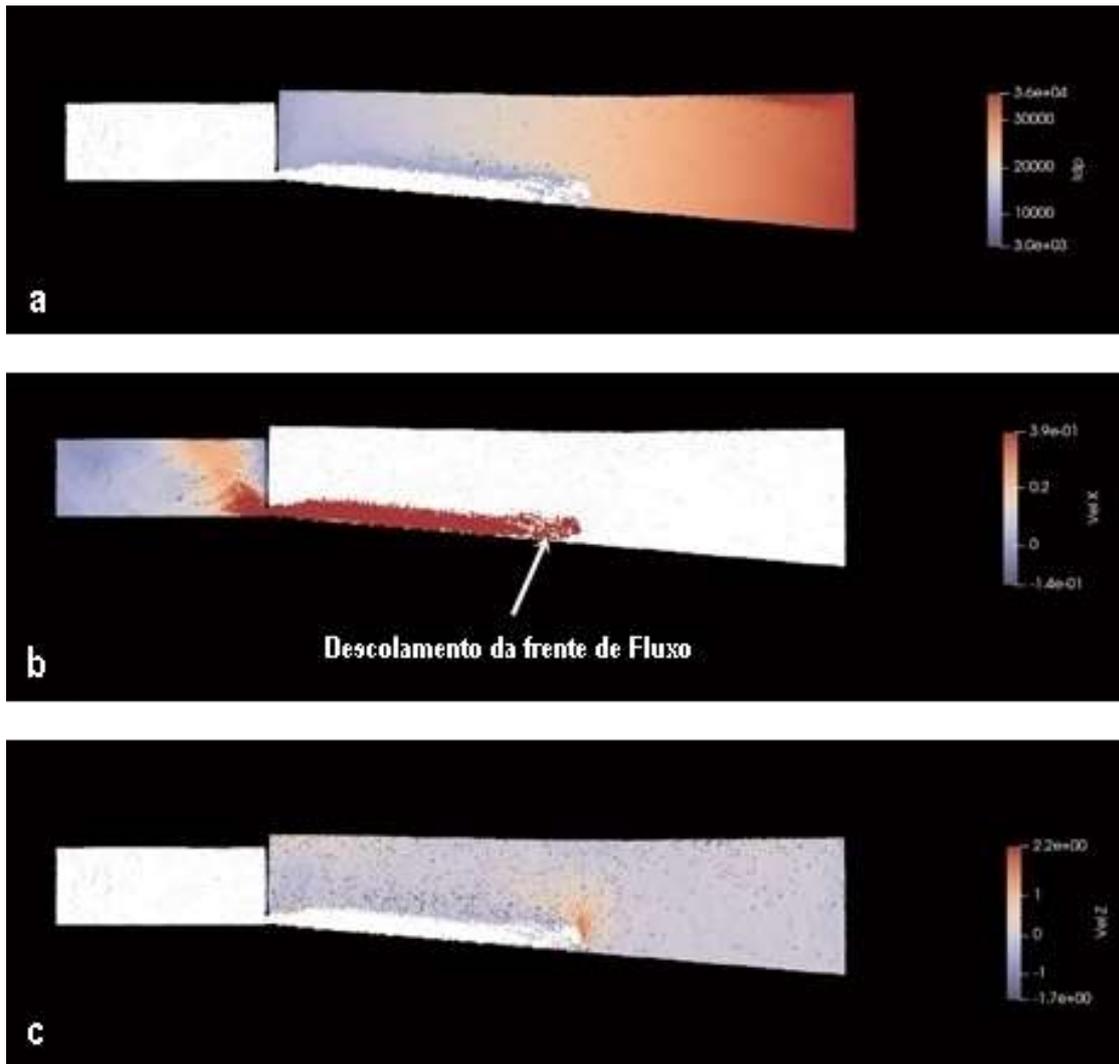


Figura 6.15 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w90\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,30$  s (a)  $\rho$ , (b) Velocidade horizontal da lama, (c) velocidade vertical da fase aquosa

#### 6.5.4.3 Modelagem numérica do ensaio w100\_0.9

Nas figuras 6.16, 6.17, 6.18 e 6.19 são apresentados os resultados da modelagem numérica relativa ao ensaio w100\_0.9, respectivamente para os tempos 0,05s, 0,10s, 0,15s e 0,30s. Assim como na análise anterior, os frames foram selecionados dentro de um intervalo de tempo suficiente para o entendimento dos eventos ocorridos no ensaio.

Assim como na modelagem centrífuga, a modelagem numérica com o *DualSPHysics* também possibilitou a observação da formação de uma corrente de turbidez. A imposição de uma velocidade inicial maior (1,0 m/s) e a utilização de uma abertura maior entre as caixas (ambas semelhantes ao medido no ensaio físico) provocou a elevação inicial da frente de fluxo (Figura 6.16), porém o que se pode observar na Figura 6.17a e 6.17b é o turbilhonamento do fluxo, ou seja, a formação de

um fluxo turbulento com a entrada e mistura de água no fluxo de lama. Essa entrada de água fica bem caracterizada na Figura 6.18, onde se pode observar o fluxo ocupando quase toda a altura da caixa de água o aumento dos espaços brancos tanto na parte superior, quanto na parte inferior do fluxo, como o ocorrido no ensaio centrífugo (Figura 4.18)

Outro ponto importante, que concorre para a caracterização de uma corrente de turbidez é o elevado desprendimento de material na parte superior do fluxo (Figura 6.19a).



Figura 6.16 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w100\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,05s$  (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa

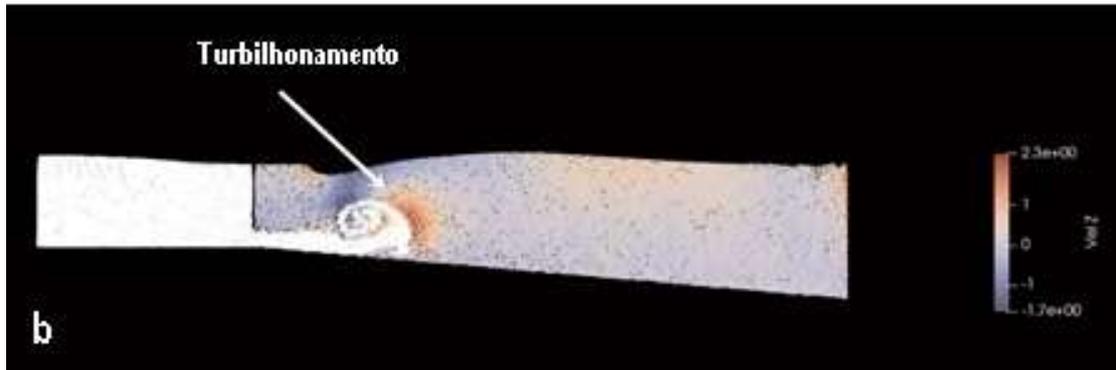
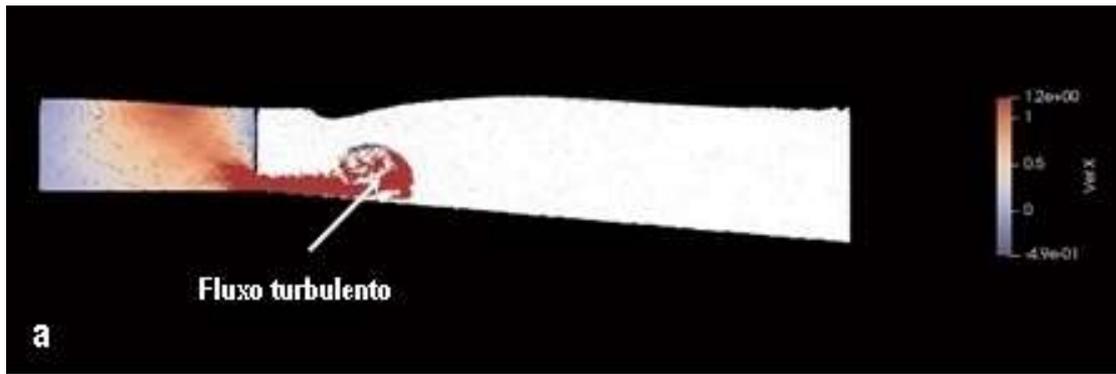


Figura 6.17 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w100\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,10$  s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa

A Figura 6.18b mostra a turbulência formada pela passagem do fluxo de lama, além dos vazios



Figura 6.18 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w100\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,15$  s (a) Velocidade horizontal da lama, (b) velocidade vertical da fase aquosa

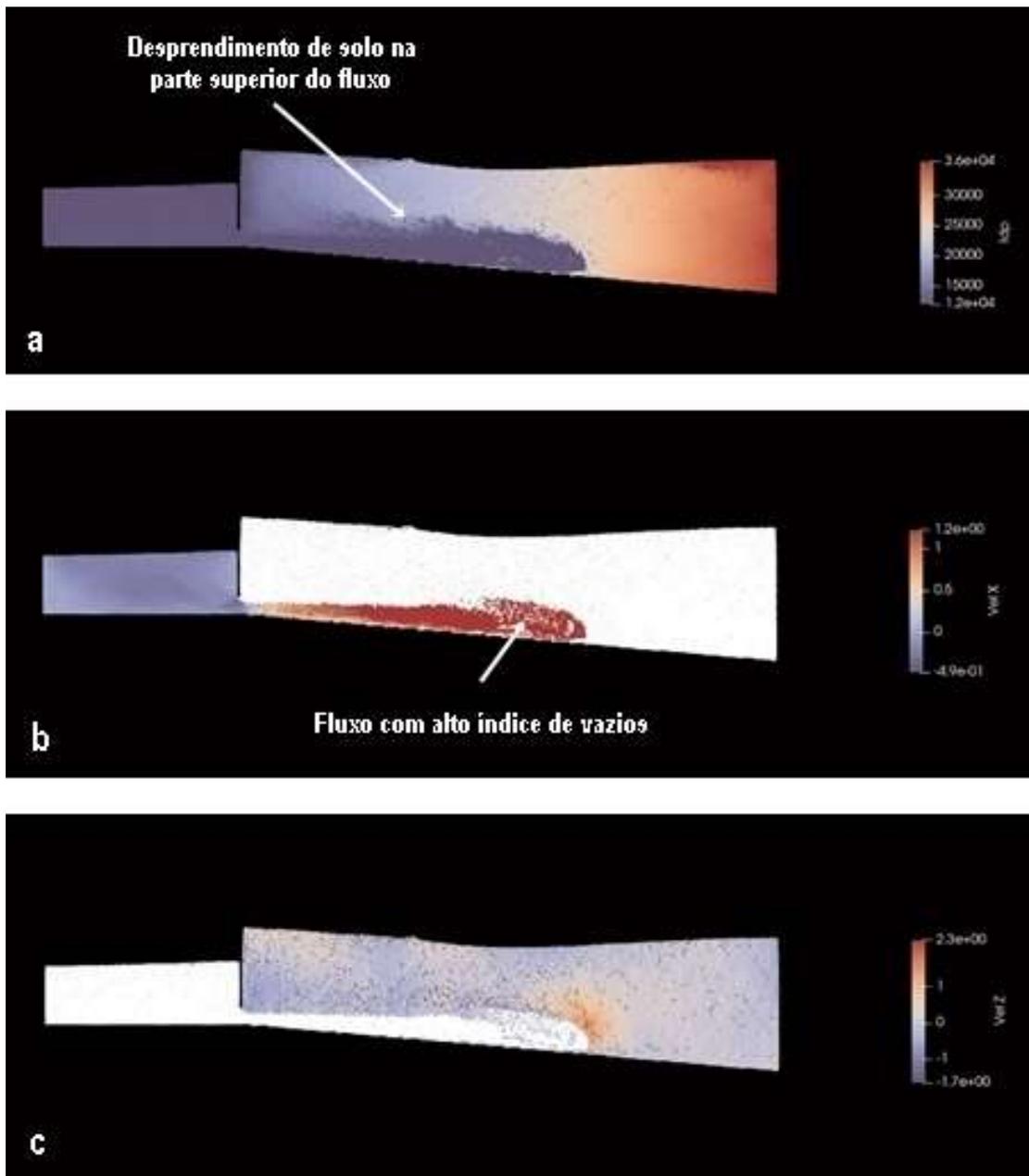


Figura 6.19 – Modelagem numérica para simular o comportamento do material no ensaio centrífugo w100\_0.9. Tempo transcorrido no modelo numérico,  $t = 0,30$  s (a)  $I_{dp}$ , (b) Velocidade horizontal da lama, (c) velocidade vertical da fase aquosa

## 6.6 Resumo do Capítulo

A modelagem numérica utiliza tradicionalmente duas abordagens principais: a lagrangeana e a euleriana. Além das abordagens lagrangeana e euleriana com malha, existem também os métodos sem malha que utilizam o conceito de partículas ou pontos independentes de uma malha. Entre esses métodos estão o MPM, que utiliza uma

malha MEF euleriana e pontos lagrangeanos, e o SPH que utiliza apenas partículas (abordagem lagrangeana).

A comparação desses dois métodos para o estudo de problemas de modelagem de fluxos de detritos submarinos foi realizada com a utilização de dados de um ensaio centrífugo apresentado por Acosta (2015). Esse ensaio foi utilizado para essa comparação porque o mesmo possui condições de contorno menos complexas que os realizados na mini centrífuga da COPPE, além de condições iniciais bem definidas.

O resultado obtido pela simulação de um ensaio realizado por Acosta (2015) mostrou que, para a modelagem do problema de fluxo de detritos submarino, o código em SPH (*DualSPHysics*) se mostrou mais adequado do que o código em MPM (*NairnMPM*), pois simula melhor a interação entre a lama e a fase aquosa, bem como os esforços hidrodinâmicos existentes.

Para o estudo dos ensaios centrífugos apresentados no Capítulo 4 foram gerados três modelos numéricos com o *DualSPHysics*, adotando-se para isso diferentes condições iniciais e de contorno. Com isso foi possível simular cada um dos casos apresentados: fluxo de detritos sem ocorrência de aquaplanagem, fluxo de detritos com aquaplanagem, e ocorrência de corrente de turbidez.

O código mostrou-se versátil para a modelagem de problemas contendo duas fases, sendo elas de comportamento newtoniano ou não-newtoniano, além de simular eventos complexos como a aquaplanagem. Além da verificação da semelhança visual da forma dos fluxos desenvolvidos, o estudo da velocidade horizontal do fluxo, e principalmente a velocidade vertical do meio aquoso, evidenciou como a pressão de estagnação e a força de arrasto são determinantes para o comportamento dos fluxos submarinos

Assim, a modelagem numérica cumpriu o seu objetivo, validando o estudo desenvolvido nos capítulos 3, 4 e 5, e ratificando a complexidade da natureza do problema, haja visto que envolve, não só esforços gravitacionais, mas também a interação do fluxo de lama com o meio aquoso.

## 7 CONCLUSÕES E SUGESTÕES

### 7.1 Introdução

O presente trabalho teve por objetivo estudar o mecanismo de desenvolvimento dos fluxos de detritos submarinos. Para isso, conforme a Figura 1.3, o estudo foi dividido em quatro assuntos distintos, Estudo reológico, Modelagem centrífuga, Modelagem numérica e Métodos Analíticos apresentados nos capítulos 3 a 6.

A seguir serão apresentadas as conclusões parciais de cada um dos capítulos, as considerações finais, onde os conceitos das conclusões parciais serão integrados, e por fim serão apresentadas as sugestões para trabalhos futuros.

### 7.2 Conclusões do Capítulo 3

Em relação ao estudo desenvolvido no capítulo 3, conclui-se que:

- O estudo dos parâmetros reológicos do material é o ponto inicial para a determinação do comportamento do mesmo em um fluxo de detritos submerso.
- A tensão de escoamento obtida no ensaio de cilindros concêntricos (modelo de Bingham) é muito próxima a resistência ao cisalhamento não-drenada obtida no ensaio de palheta;
- Três parâmetros geotécnicos são determinantes para o comportamento reológico do solo: o limite de liquidez, o limite de plasticidade e a umidade do material.
- Observou-se uma correlação exponencial entre o Índice de Liquidez dos materiais com a tensão de escoamento, a viscosidade, e com o ponto onde a curva de fluxo muda seu comportamento (taxa de cisalhamento crítica), o que possibilitou a proposição de um modelo reológico cujos parâmetros reológicos foram substituídos por funções cuja única dependente variável é o  $I_L$ .

### 7.3 Conclusões do Capítulo 4

Em relação ao estudo desenvolvido no capítulo 4, conclui-se que:

- A centrífuga de tambor se mostrou um eficaz instrumento para a modelagem de fluxos de detritos, pois, permite a realização de lançamento de material em voo, e dada a extensão da caixa de ensaios,

possibilita o desenvolvimento morfológico do fluxo submarino, simulando assim, eventos que em escala real seriam impossíveis de serem modelados;

- A leitura e comparação do resultado dos transdutores de poro pressão e de tensão total foi confirmado como um método eficiente para a verificação da aquaplanagem de um fluxo de detritos submarinos, porém com margem de interpretação na diferenciação de um fluxo de detritos e de uma corrente de turbidez.
- Em relação as leis de escala, a literatura traz contribuições relevantes obtidas por Gue (2012), com a inclusão do *Depth Average*, que permite a realização de uma análise unidimensional do problema, e por Mei et. Al (2018), com o escalonamento da viscosidade do modelo em função da aceleração centrífuga. Entretanto, a verificação do dimensionamento matemático e a análise dimensional das leis propostas mostrou, em ambos os trabalhos, a existência de inconsistências a serem sanadas.
- A análise combinada do número de Reynolds e do número de Froude constitui um método eficiente para o estudo do comportamento do fluxo de detritos submarinos. O número de Reynolds define se o fluxo de detritos se transforma ou não em uma corrente de turbidez; no caso desta transformação não ocorrer, o número de Froude define se ocorre ou não a aquaplanagem.

#### **7.4 Conclusões do Capítulo 5**

Em relação ao estudo desenvolvido no capítulo 5, conclui-se que:

- Para cada mistura, o número de Reynolds varia fundamentalmente em função da geometria da seção transversal do fluxo, da umidade e da velocidade média
- As transformações no fluxo ocorridas no início da corrida são fundamentais para a determinação do tipo de fluxo e da distância final percorrida pela massa de solo, pois são nelas que ocorrem a desestruturação do solo e a incorporação de água na mistura,
- A inclinação do talude inicial é relevante para a determinação das transformações futuras do fluxo, haja visto que a velocidade é um parâmetro diretamente relacionada essa inclinação, e
- A taxa de perda de massa afeta diretamente a distância total de corrida. Isso significa que mesmo fluxos com alta velocidade inicial podem ter

distância menores de corrida, se a perda de massa for elevada (fluxos turbulentos).

## 7.5 Conclusões do capítulo 6

Em relação ao estudo desenvolvido no capítulo 6, conclui-se que:

- O SPH, e mais especificadamente o código-fonte *DualSPHysics* é uma poderosa ferramenta para a modelagem de fluxo de detritos submarinos, pois aceita a utilização de modelos bifásicos de fluidos newtonianos e não-newtonianos.
- O código-fonte *DualSPHysics* possui ainda um modelo reológico adaptativo (HBP) que possibilita a construção de modelos simples, como o de Bingham, até modelos mais complexos como o de fluidos pseudoplásticos ou dilatantes.
- O modelo concebido para a modelagem numérica do ensaio w85\_p1.1 (abertura entre as caixas de 1.2 cm e velocidade horizontal da massa de lama de 0,09 m/s) possibilitou a constatação tanto da ausência de aquaplanagem, quanto da não ocorrência da transformação do fluxo em uma corrente de turbidez. Essa constatação é corroborada pela desaceleração do fluxo junto a rampa, o que indica que não ocorreu entrada significativa de água sob o fluxo. Além disso, a análise da velocidade vertical da água também não mostrou a formação de fluxo turbulento, haja visto que os pontos que representam o meio aquoso apresentam coloração uniforme.
- O modelo concebido para a modelagem numérica do ensaio w90\_p0.9 (abertura entre as caixas de 1,5 cm e velocidade horizontal da massa de lama de 0,42 m/s) possibilitou a observação dos mecanismos envolvidos na aquaplanagem. A velocidade vertical do meio aquoso junto à frente do fluxo provocou a elevação da cabeça de fluxo, e a formação de uma camada basal viscosa. Sendo assim, diferentemente do modelo anterior, não se observou o efeito da camada limite do fluxo junto a rampa.
- O modelo concebido para a modelagem numérica do ensaio w100\_p0.9 (abertura entre as caixas de 4,0 cm e velocidade horizontal da massa de lama de 1,0 m/s) se caracterizou pela turbulência, a qual que pode ser constatada pela representação gráfica da velocidade vertical da água. Essa turbulência e a alta pressão na parte frontal provocaram a mistura entre a fase de lama com a fase aquosa, o que caracteriza a transformação do fluxo em uma corrente de turbidez

## 7.6 Considerações Finais

Os resultados obtidos nos estudos desenvolvidos nos capítulos 3 a 6 possibilitam um entendimento mais aprofundado dos fluxos de detritos submarinos. Percebe-se claramente que não se trata de uma simples extensão do domínio abrangido pela mecânica dos solos, mas uma integração de conceitos oriundos da mecânica dos solos com a outros estudados na mecânica dos fluidos.

Um exemplo claro dessa zona comum dos dois campos da ciência, aparentemente, tão distintos pode ser encontrado na comparação (Figura 3.27) entre a tensão de escoamento aparente, obtido da curva de fluxo, e a resistência ao cisalhamento, obtida no ensaio de palheta. O resultado obtido mostrou uma diferença de cerca de 10%, o que pode ser considerada aceitável, dada a natureza distinta dos ensaios.

Outro ponto importante é a possibilidade de correlacionar, não só alguns parâmetros, mas de se propor um modelo reológico dinâmico em função da umidade do solo, quando conhecida a sua plasticidade (parâmetros geotécnicos). Esse avanço pode propiciar o desenvolvimento de modelos numéricos mais eficientes, onde a utilização de somente uma fase é suficiente para a determinação do comportamento do material, uma vez que, em solos saturados, o índice de vazios tem relação direta com a umidade relativa do solo.

Segundo a literatura, a ocorrência da aquaplanagem nos fluxos de detritos submarinos é a causa de corridas de fluxo que percorrem centenas de quilômetros de distância, porém a observação e monitoramento desses fenômenos na natureza é uma tarefa de difícil execução, dado que a sua ocorrência é imprevisível. Por isso a realização de modelagens, como a modelagem centrífuga, é fundamental para o entendimento dos mecanismos envolvidos. O resultado dos estudos realizados na centrífuga de tambor da COPPE foi a proposição de um modelo de comportamento, que tem como base a os conceitos introduzidos por Mohrig et. Al. (1988) para a ocorrência da aquaplanagem, o conceito da variação da tensão de escoamento durante o decorrer do fluxo, explorada no capítulo 3, e os conceitos de Blasio et. Al (2004) para a evolução do fluxo de detritos para uma corrente de turbidez.

Concluiu-se com o estudo que a análise do comportamento de um fluxo de detritos submarino será, principalmente, função da plasticidade do material, da permeabilidade da mistura que compõe o fluxo, do valor da tensão de escoamento, e da velocidade

desenvolvida pelo fluxo nas primeiras fases da corrida, que é quando ele alcança as maiores velocidades. Esses fatores definirão o tipo de fluxo e principalmente a distância total percorrida.

### **7.7 Sugestão para trabalhos futuros**

A presente tese procurou responder algumas das várias questões que envolvem o estudo de fluxo de detritos submarinos propondo:

- Um modelo reológico simples, porém, adaptativo, onde o único parâmetro é o Índice de Liquidez (IL) do material;
- Um modelo teórico para o entendimento do desenvolvimento dos fluxos de detritos, correntes de turbidez e da aquaplanagem;
- A validação do software DualSPHysics e da modelagem em SPH para o estudo de problemas que envolvem fluxos de detritos submarinos.

Porém vários pontos ficaram abertos para serem estudados, sendo uma proposta para futuros trabalhos:

- Melhoria nas leis de escala existentes para a modelagem centrífuga de fluxos de detritos submarinos;
- Estudo reológicos de solos de outras bacias marinhas, e utilização da metodologia proposta para a sua validação;
- Implementação do modelo reológico proposto no código fonte do DualSPHysics, possibilitando assim a modelagem dos fluxos de detritos tendo como uma das variáveis a variação da umidade do solo.
- Construção de um modelo completo para a nova configuração da centrífuga de tambor, e o ajuste desse modelo, viabilizando o estudo de casos com outras condições de pressão de lançamento e parâmetros reológicos distintos.

## Bibliografia

ABNT, 2016. *NBR 6457:2016 Amostras de solo - Preparação para ensaios de compactação e ensaios de caracterização*. s.l.:s.n.

ABNT, 2016. *NBR 7180:2016 Solo - Determinação do limite de plasticidade*. s.l.:s.n.

ABNT, 2017. *NBR 6459:2017 Solo - Determinação do Limite de Liquidez*. s.l.:s.n.

ABNT, 2017. *NBR 7181:2017 Solo - Análise Granulométrica*. s.l.:s.n.

Acosta, É. A., 2015. *Simulação de instabilidade de taludes submarinos usando modelagem centrífuga*. Rio de Janeiro: COPPE/UFRJ.

Acosta, É. A., Tibana, S., Almeida, M. d. S. S. d. & Saboya Jr, F., 2016. Centrifuge Modeling of Hydroplaning in Submarine Slopes. *Ocean Engineering*.

Almeida, M. C. F. d., 1998. *Análise Sísmica na Região Sudeste Brasileira: Aplicação a Óleodutos da Indústria Petrolífera*. Rio de Janeiro: Tese de doutorado - COPPE/UFRJ.

Almeida, M. S. S., Almeida, M. C. F. & Oliveira, J. R. M. S., 2016. *Twenty years of Centrifuge Modeling at the Federal University of Rio de Janeiro*. Nantes, s.n.

ANP - Agência Nacional de Petróleo, Gás Natural e Biocombustíveis, 2019. *Boletim de Recursos e Reservas de Petróleo e Gás Natural*, s.l.: s.n.

Arzola, R. G., Wynn, R. B., Masson, D. G. & Weaver, P. P. E., 2007. Landslide and gravity flow features and processes of the Nazaré and Setúbal Canyons, West Iberian Margin. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 3rd International Symposium*, pp. 89-100.

Augarde, C. & Andersen, L., 2009. The use of meshless methods in geotechnics. *Proceedings of the 1st International Symposium of Computational Geomechanics*, pp. 311-320.

Azizian, A. & Popescu, R., 2003. Finite element simulation of retrogressive failure of submarine slopes. *Submarine mass movement and their consequences - 1st International Symposium*, pp. 11-20.

Barnes, H. A., 1999. The yield stress – a review or ‘ $\pi\alpha\nu\tau\ \rho\epsilon\iota$ ’ – everything flows?. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 81, pp. 1-14.

- Barnes, H. A., Hutton, J. F. & Walters, K., 1993. *An Introduction to Rheology*. Amsterdã: Elsevier Science Publishers B.V..
- Barnes, H. A. & Nguyen, Q. D., 2001. Rotating vane rheometry - a review. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 98, pp. 1-14.
- Bird, R. B., Stewart, W. E. & Lightfoot, E. N., 2001. *Transport Phenomena*. Second Edition ed. New York: John Wiley & Sons, Inc..
- Bjerrum, L., 1972. *Embankment on soft ground*. s.l., ASCE, pp. 1-54.
- Blasio, F. V. D., Engvik, L., Harbitz, C. B. & Elverhoi, A., 2004. Hydroplaning and submarine debris flows. *Journal of Geophysical Research*, vol 109, C01002, pp. 1-15.
- Blasio, F. V. d. et al., 2003. Dynamics, velocity and run-out of the Giant Storegga Slide. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 1 st International Symposium*, pp. 223-230.
- Blasio, F. V. d. et al., 2003. Issues in the assessment of gravity mass flow hazard in the Storegga area of the Nowegian coast. *Submarine Mass Movement and their Consequences. Advances in Natural and Technological Hazards Research*, vol. 19, pp. 231-238.
- Boniello, M. A., Calligaris., C., Lapazin, R. & Zini, L., 2010. Rheological investigation and simulation of a debris-flow event in the Fella watershed. *Nat. Hazards Earth Syst. Sci.*, 10, pp. 989-997.
- Bowles, F. A. et al., 2003. Sediment properties flow characteristics and depositional environment of submarine mudflows, Bear Island Fan. *Marine Geology* 197, pp. 63-74.
- Boylan, N. et al., 2009. *Geotechnical Centrifuge Modelling Techniques for Submarine Slides*. Honolulu, Hawaii, USA, s.n.
- Brackbill, J. U., Kothe, D. B. & Ruppel, H. M., 1988. Flip: a low-dissipation, particle-in-cell method for fluid flow. *Comput. Phys. Commun.*, vol.48, N. 25.
- Breien, H., Pagliardi, M., Blasio, F. V. & Issler, D., 2007. Experimental studies of subaqueous vs. subaerial debris flows - velocity characteristics as a function of the ambient fluid. *Submarine Mass Movements and their consequences III*, pp. 101-110.
- Campos, T. M. P. d. & Galindo, M. S. V., 2016. Evaluation of the viscosity of tropical soils for debris flow analysis: a new approach. *Géotechnique* 66, No 7, pp. 533-545.

- Cauchon-Voyer, G., Locat, J. & St-Onge, G., 2007. Submarine Mass Movements in the Betsiamites Area Lower St. Lawrence Estuary, Quebec, Canada. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 3rd International Symposium*, pp. 233-242.
- Chandler, R. J., 1988. The in-situ measurement of the undrained shear strength of clays using the field. Em: *Vane Shear Strength Testing in soils: Field and Laboratory studies*, ASTM STP 1014. s.l.:Ed. Philadelphia, pp. 150-165.
- Chhabra, R. P., 2010. Non-Newtonian Fluids: An Introduction. Em: *Rheology of Complex Fluids*. New York: Springer, pp. 3-34.
- Christian, H. A. et al., 1994. *Slope stability on the Fraser River delta foreslope, Vancouver, British Columbia*. Halifax, ByTech Publishing, pp. 155-165.
- Coussot, P., Leonov, A. I. & Piau, J.-M., 1992. *Rheological modelling and peculiar properties of some debris flows*. Chengdu, IAHS, pp. 207-216.
- Crespo, A. C. et al., 2011. GPUs, a new tool of acceleration in CFD: efficiency and reliability on smoothed particle hydrodynamics method. *PLoS* 6.
- Crutchley, G. J. et al., 2016. Submarine Slope Instabilities Coincident with Slallow Gás Hydrate System: Insight from New Zealand Examples. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 7th International Symposium*, pp. 401-410.
- da Motta, G. S., 2016. *Modelagem Centrífuga de Escorregamentos Submarinos a Diferentes Níveis de Aceleração Gravitacional - Dissertação de Mestrado*. Campos dos Goytacazes - RJ: UENF.
- Dan, G., Sultan, N. & Savoye, B., 2007. The 1979 Nice harbour catastrophe revised: Trigger mechanism inferres from geotechnical measurements and numerical modeling. *Marine Geology*, 245, Issues 1-4, pp. 40-67.
- Deptuck, M. E. et al., 2007. Along slope variation in mass failure and relationships to major Plio-Pleistocene morphological elements, SW Labrador Sea. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 3rd International Symposium*, pp. 37-46.
- Dey, R., Hawlader, B. C., Phillips, R. & Soga, K., 2016. Numerial modelling of submarine landslides with sensitive clay layers. *Géotechnique* 66, No 6, pp. 454-468.
- Dietrich, J. H., 1988. Growth and persistence of Havaian rif zones. *Journal of Geophysical Research*, 93, pp. 4258-4270.
- Dowdeswell, J. A., Kenyon, N. H., Elverhoi, A. & J. S. Laberg, F.-J. H. J. M. M. J. S., 1996. Large-scale sedimentation on the glacier-influenced Polar North Atlantic margins:

Long-range side-scan sonar evidence. *Geophysical Research Letters*, Vol 23, No. 24, pp. 3535-3538.

Embrapa, 1997. *Manual de métodos de análise de solo*. Rio de Janeiro: Centro Nacional de Pesquisa de Solos.

EPE - Empresa de Pesquisas Energéticas (MMA), 2016. *Plano decenal de expansão de energia 2026*. [Online] Available at: [http://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-40/topico-71/Cap5\\_Texto.pdf](http://www.epe.gov.br/sites-pt/publicacoes-dados-abertos/publicacoes/PublicacoesArquivos/publicacao-40/topico-71/Cap5_Texto.pdf)

Fernandes, F. C., 2018. *Propriedades Geotécnicas Dinâmicas e Estáticas do Speswhite Caulim*. Rio de Janeiro: Dissertação de mestrado, COPPE/UFRJ.

Fourtakas, G. & Rogers, B. D., 2016. Modelling multi-phase liquid-sediment scour and resuspension induced by rapid flows using Smoothed Particle Hydrodynamics accelerated with a graphics processing units (GPU). *Advances in Water Resources*.

Gue, C. S., 2012. *Submarine Landslide Flows Simulation Through Centrifuge Modelling*. s.l.:Churchill College.

Haldenwang, R. & Slatter, P., 2006. Experimental Procedure and database for non-Newtonian open channel flow, 44:2. *Journal of Hydraulic Research*, pp. 283-287.

Hance, J. J., 2003. *Development of a Database and assessment of seafloor slope stability based on published literature*. Austin: University of Texas - Offshore Technology Research Center.

Hasiotis, T., Papatheodorou, G. & Ferentinos, G., 2007. Sediment stability conditions west of Milos Island, West Hellenic Volcanic Arc. *Submarine mass movement and their consequences - 3rd International Symposium*, pp. 317-326.

Henkel, D. J., 1970. The role of waves in causing submarine landslides. *Geotechnique*, vol. 20, pp. 75-80.

Huang, Z. & Aode, H., 2009. A laboratory study of rheological properties of mudflows in Hangzhou Bay, China. *International Journal of Sediment Research* 24, pp. 410-424.

Ilstad, T., Elverhoi, A., Issler, D. & Marr, J. G., 2004. Subaqueous debris flow behaviour and its dependence on the sand/clay ratio: a laboratory study using particle tracking. *Marine Geology*, 213, pp. 415-438.

Imram, J., Harff, P. & Parker, G., 2001. A numerical model of submarine debris flow with graphical user interface. *Computers & Geoscience* 27, pp. 717-729.

- Imram, J., Parker, G., Locat, J. & Lee, H., 2001. 1D numerical model of mudly subaqueous and subaerial flow. *Journal of Hydraulic Engineering* 127, No 11, pp. 959-968.
- Issler, D. et al., 2005. Scaling behavior of clay-rich submarine debris flow. *Marine and Petroleum Geology*, pp. 187-194.
- Itamaraty, 2018. *Plataforma continental brasileira*. [Online] Available at: <http://www.itamaraty.gov.br/pt-BR/politica-externa/desenvolvimento-sustentavel-e-meio-ambiente/169-plataforma-continental-brasileira>
- Iverson, R. & Denlinger, R., 2001. Flow of variably fluidized granular masses across three-dimensional terrain - 1. Coulumb mixture theory. *Journal of Geophysical Research*, 106(N° B1), pp. 537-552.
- Jeong, S. W., 2014. The effect of grain size on the viscosity and yield stress of fine-grained sediments. *Journal of Mountain Science* 11, No 1, pp. 31-40.
- Jeong, S. W., Leroueil, S. & Locat, J., 2009. Applicability of power law for describing the rheology of soils of different origins and characteristics. *Can. Geotech. J.* 46, pp. 1011-1023.
- Jeong, S. W., Locat, J., Leroueil, S. & Malet, J. P., 2010. Rheological properties of fine-grained sediments: the roles of texture and mineralogy. *Can. Geotech. J.* 46, pp. 1085-1100.
- Jeong, S. W. et al., 2014. Preliminary investigations of rheological properties of Busn Clays and possible implications for Debris Flow Modelling. *Submarine Mass Movement and their consequences - 6th International Symposium*, pp. 45-54.
- Julien, P. Y. & Léon, C. A., 2000. *Mudfloods, Mudflows and debris flows: classification, rheology and structural design*. Caracas, Venezuela, s.n.
- Julien, P. Y. & Paris, A., 2010. Mean velocity of mudflows and debris flows. *J. Hidraul. Eng.* 136, pp. 676-679.
- King, E. L. et al., 1996. Quaternary seismic stratigraphy of the North Sea Fan: glacially-fed gravity flow aprons, hemipelagic sediments, and large submarine landslide. *Marine Geology* 130, pp. 293-315.
- Kobayashi, T., Soga, K. & Dimmock, P., 2015. *Numerical analysis of submarine debris flows based on critical state soil mechanics*. s.l., ISFOG, pp. 975-980.

- Kvalstad, T. J. et al., 2005. Storegga slide: Evaluation of triggering sources and slide mechanics. *Marine and Petroleum Geology*, v. 22, pp. 245-256.
- Laberg, J. S. & Vorren, T. O., 2000. Flow behavior of the submarine glacial debris flows on the Bear Island Trough Mouth Fan, Western Barents Sea. *Sedimentology* 47, pp. 1105-1117.
- Lai, M., Klempl, E. & Ruben, D., 2010. *Introduction to Continuum Mechanics*. Quarta Edição ed. Burlington: Elsevier.
- Liu, G. R. & Liu, M. B., 2003. *Smoothed Particle Hydrodynamics*. New Jersey, London, Singapore, Shanghai, Hong Kong, Taipei, Bangalore: World Scientific.
- Liu, M. B. & Liu, G. R., 2010. Smoothed Particle Hydrodynamics: an Overview and recent developments. *Arch. Comput. Methods. Eng*, vol. 17, pp. 25-76.
- Locat, J., 1997. *Normalized rheological behavior of fine muds and their flow properties in a pseudoplastic regime*. San Francisco, ASCE, pp. 260-269.
- Locat, J. & Lee, H., 2009. Submarine Mass Movements and their consequences - An Overview. Em: *Landslides - Disaster Risk Reduction*. Berlin: Springer, pp. 115-142.
- Locat, J. & Lee, H. J., 2002. Submarine landslide: advances and challenges. *Can. Geotech. J.* 39, pp. 193-212.
- Locat, J. & Lee, H. J., 2005. Subaqueous Debris flows. Em: *Debris-flow Hazards and Related Phenomena*. Germany: Springer-Plaxis, pp. 203-245.
- Lucy, L. B., 1977. A numerical approach to the testing of the fission hypothesis. *The Astronomical Journal*, Vol. 82, No 12, pp. 1013-1024.
- M. A. Hampton, H. J. L. J. L., 1996. Submarine Landslides. *Reviews of Geophysics*, v.34, pp. 33-59.
- Madabhushi, G., 2014. *Centrifuge Modelling for Civil Engineers*. New York: CRC Press.
- Madlener, K., Frey, B. & Ciezki, H. K., 2009. Generalized Reynolds Number for Non-newtonian Fluids. *Progress in Propulsion Physics* 1, pp. 237-250.
- Marinha do Brasil, 2018. *Plano de Levantamento da Plataforma Continental Brasileira*. [Online]  
Available at: <https://www.marinha.mil.br/secirm/leplac>

Martins, I. S. M., 1992. *Fundamentos de um modelo de comportamento de solos argilosos saturados - Tese apresentada para a obtenção do título de doutor*. Rio de Janeiro: Universidade Federal do Rio de Janeiro/COPPE/PEC.

Mazzanti, P. et al., 2010. *3D Numerical Modelling of Submerged and Coastal Landslide Propagation*. s.l., s.n., pp. 127-140.

Mei, Y., Rui, Y. & Xue, Y., 2018. Centrifuge Study on the runout distance of Submarine debrisflow. *Marine Georesources & Geotechnology*, Volume 36, pp. 1-11.

Meschyan, S. R., 1995. *Experimental Rheology of Clayey Soils*. s.l.:Balkema Publishers, USA.

Mohrig, D., Elverhoi, A. & Parker, G., 1999. Experiments on the relative mobility of muddy subaqueous and subaerial debris flows, and their capacity to remobilize antecedent deposits. *Marine Geology* 154, pp. 117-129.

Mohrig, D. & Marr, J. G., 2003. Constraining the efficiency of turbidity current generation from submarine debris flows and slides using laboratory instruments. *Marine and Petroleum Geology* 20, pp. 883-899.

Mohrig, D. et al., 1998. Hydroplaning of subaqueous debris flow. *Geological Society of America Bulletin*, Março, pp. 387-394.

Norem, H., Locat, J. & Schieldrop, B., 1990. An approach to the physics and the modeling of submarine flowslides. *Marine Geotechnology*, 92, pp. 93-111.

Pelissaro, D. T., 2018. *Modelagem Centrífuga de um Fluxo de Detritos Submarinos*. Rio de Janeiro: COPPE/UFRJ.

Petrobrás, 2018. *Fatos e Dados*. [Online] Available at: <http://www.petrobras.com.br/fatos-e-dados/nossa-producao-de-petroleo-no-pre-sal-ultrapassa-1-milhao-de-barris-por-dia.htm>

Pileggi, R. G., 2001. *Ferramentas para o estudo e desenvolvimento de concretos refratários*. São Carlos: Universidade Federal de São Carlos.

Priest, J. A. & Grozic, J. L. H., 2016. Stability of Fine-Grained Sediments Subject to Gas Hydrate Dissociation in the Arctic Continental Margin. *Mass Movement and their Consequences - 7th International Symposium*, pp. 427-438.

Prior, D. B., 1984. *Subaqueous landslides*. Toronto, s.n., pp. 179-196.

- Ratzov, G. et al., 2007. Submarine landslides along the North Ecuador - South Colombia convergent margin: possible tectonic control. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 3rd International Symposium*, pp. 47-56.
- Santoro, A. S. d., Pellegrino, A. M., Evangelista, A. & Coussot, P., 2012. Rheological behavior of reconstituted pyroclastic debris flow. *Géotechnique*, 62, No 1, pp. 19-27.
- Santos, F. L. d., Maciel, G. d. F. & Moraes, V. M. d., 2003. Evolução de Frentes de Lama em Canais - Parte I: Uma proposta reológica de Herschel-Bulkley a partir de uma base experimentalista física. *Revista Brasileira de Recursos Hídricos*, pp. 95-105.
- Satake, K., 2012. Tsunamis generated by Submarine Landslides. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 5th International Symposium*, pp. 475-484.
- Sawyer, D. E., Flemings, P. B., Buttles, J. & Mohrig, D., 2012. Mudflow transport behavior and deposit morphology: Role of shear stress to yield stress ratio in subaqueous experiments. *Marine Geology*, pp. 28-39.
- Scheid, C. et al., 2011. Hydraulics Study of Drilling Fluid Flow in Circular and Annular Tubes. *Brazilian Journal of Petroleum and Gas*, Volume v.5 n.4, pp. 239-253.
- Schofield, A. N., 1980. Cambridge Geotechnical Centrifuge Operations. *Géotechnique*, Vol. 30, pp. 227-268.
- Schramm, G., 1998. *A Practical Approach to Rheology and Rheometry*. s.l.:HAAKE Instruments Inc..
- Seed, H. B. et al., 1988. *The landslide at the port of Nice on October, 16, 1979 (Report No UCB/EERC-88/10, 68 pp*, Berkeley: Earthquake Engineering Research Center, University of California.
- Serna, M. A. L., 2012. *Aplicações do Método dos Pontos Materiais (MPM) a problemas geotécnicos*. Brasília: Universidade de Brasília - Departamento de Engenharia Civil e Ambiental.
- Setor de Ciências da Terra - Centro Politécnico, UFPR, 2018. *Neotectônica*. [Online] Available at: <http://www.neotectonica.ufpr.br/2013/index.php/noticias/49-terremotos-em-sao-paulo>
- Sigh, A. & Mitchell, J. K., 1968. General stress-strain-time function for soils. *J. Soil Mec. Fndns. Div. ASCE*, 94, SM 1, Proc. Paper 5728, January, pp. 21-46.

Sohn, Y., Choe, M. & Jo, H., 2002. Transition from debris flow to hyperconcentrated flow in a submarine channel (the Cretaceous Cerro Toro Formation, Southern Chile). *Terra Nova*, Volume 14(5), pp. 405-415.

Steffe, J. F., 1996. *Rheological Methods in Food Process Engineering*. s.l.:Freeman Press.

Sulsky, D., Chen, Z. & Schreyer, H. L., 1994. A particle method for history-dependent materials. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg* 118, pp. 179-196.

Sulsky, D., Zhou, S.-J. & Schreyer, H. L., 1995. Application of a particle-in-cell method to solid mechanics. *Compute Physics Communications* 87, pp. 236-252.

Takahashi, T., 2007. *Debris flow - Mechanics, Prediction and Countermeasures*. Leiden: Taylor & Francis/Balkema.

Talling, P. J., Masson, D. G., Sumner, E. J. & Malgesini, G., 2012. Subaqueous sediment density flow: Depositional processes and deposit types. *Sedimentology* 59, pp. 1937-2003.

Taylor, R. N., 1995. Centrifuges in modelling: principles and scale effects. Em: *Geotechnical Centrifuge Technology*. London: Blackie Academic & Professional, pp. 20-34.

Torbahn, L. & Huhn, K., 2014. Interrelationship between sediment fabric, pore volume variations as indicator for pore pressure changes, and sediment shear strength. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 6th International Symposium*, pp. 85-94.

Urgeles, R., Locat, J. & Dugan, B., 2007. Recursive failure of the Gulf of Mexico Continental slope: timing and causes. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 3rd International Symposium*, pp. 209-220.

Vanoudheusden, E., Sultan, N. & Cochonat, P., 2003. Hydro-mechanical behavior of gassy soils. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 1st International Symposium*, pp. 145-154.

Vargas, M. et al., 2018. Comparative Study of Material Point Method and Smoothed Particle Hydrodynamics Applied to the Numerical Simulation of a Dam-Break Flow in presence of Geometric Obstacles. *British Science of Applied Science & Technology*.

Vorren, T. O., Hald, M. & Lebesbye, E., 1988. Late Cenozoic environments in the Barent Sea. *Paleoceanography*, vol 3, no. 5, pp. 601-612.

Yang, H. J., Wei, F. Q. & Hu, K. H., 2015. Comparison of rheometric devices for measuring the rheological parameters of debris flow slurry. *Journal of Mountain Science* 12(5).

Zakeri, A., Si, G., Marr, J. D. G. & Hoeg, K., 2010. Experimental Investigation of Subaqueous Clay-Rich Debris Flows, Turbidity Generation and Sediment Deposition. *Submarine Mass Movement and their Consequences - 4th International Symposium*, pp. 105-116.

Zalán, P. V. & Oliveira, J. A. B. d., 2005. Origem e evolução estrutural do Sistema de Riftes Cenozóicos do Sudeste do Brasil. *Boletim de Geociências da Petrobrás*, v. 13, n.2, pp. 269-300.

Zangeneh, N. & Popescu, R., 2003. Displacement analysis of submarine slopes using enhanced Newmark method. *Submarine Mass Movements and their consequences – 1st International Symposium*, pp. 193-204.

Zhang, Y., Tan, T. & Leung, C., 2005. Application of Particle Imaging Velocimetry (PIV) in Centrifuge Testing of Uniform Clay. *International Journal of Physical Modelling in Geotechnics*, pp. 15-25.

Zhao, T., 2014. *Investigation of Landslide Induced Debris Flows by DEM and CFD*. Oxford: St. Cross College.

Zubeldia, E. H., Fourtakas, G., Rogers, B. D. & Farias, M. M., 2018. Multi-phase SPH model for simulation of erosion and scouring by means of shields and Drucker-Prager criteria. *Advances in Water Resources*, Issue 117, pp. 98-114.