

**DUTOS SUBMARINOS: MODELAGEM FÍSICA DE IMPACTOS
DECORRENTES DE DESLIZAMENTOS**

JOSÉ MAURICIO AZEVEDO FERREIRA

UNIVERSIDADE ESTADUAL DO NORTE FLUMINENSE DARCY RIBEIRO

**CAMPOS DOS GOYTACAZES – RJ
OUTUBRO- 2020**

DUTOS SUBMARINOS: MODELAGEM FÍSICA DE IMPACTOS
DECORRENTES DE DESLIZAMENTOS

JOSÉ MAURICIO AZEVEDO FERREIRA

“Dissertação apresentada ao Centro de
Ciência e Tecnologia, da Universidade Estadual do
Norte Fluminense Darcy Ribeiro, como parte das
exigências para obtenção do título de Mestre em
Engenharia Civil.”

Orientador: Prof. Sérgio Tibana

UNIVERSIDADE ESTADUAL DO NORTE FLUMINENSE DARCY RIBEIRO

CAMPOS DOS GOYTACAZES – RJ
OUTUBRO- 2020

FICHA CATALOGRÁFICA

UENF - Bibliotecas

Elaborada com os dados fornecidos pelo autor.

F383 Ferreira, José Mauricio Azevedo.

DUTOS SUBMARINOS : MODELAGEM FÍSICA DE IMPACTOS DECORRENTES DE
DESLIZAMENTOS / José Mauricio Azevedo Ferreira. - Campos dos Goytacazes, RJ, 2020.

78 f. : il.

Bibliografia: 3 - 26.

Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) - Universidade Estadual do Norte Fluminense
Darcy Ribeiro, Centro de Ciência e Tecnologia, 2020.

Orientador: Sérgio Tibana.

1. centrífuga geotécnica. 2. deslizamento submarino. 3. duto. 4. forças de arrasto. 5.
rugosidade. I. Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro. II. Título.

CDD - 624

DUTOS SUBMARINOS: MODELAGEM FÍSICA DE IMPACTOS
DECORRENTES DE DESLIZAMENTOS

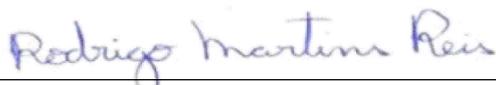
JOSÉ MAURICIO AZEVEDO FERREIRA

“Dissertação apresentada ao Centro de
Ciência e Tecnologia, da Universidade Estadual
do Norte Fluminense Darcy Ribeiro, como parte
das exigências para obtenção do título de Mestre
em Engenharia Civil.”

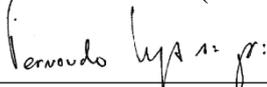
Comissão Examinadora:



Eurípedes do Amaral Vargas Júnior (D.sc) – PUC-Rio



Rodrigo Martins Reis (D.Sc) – UENF



Fernando Saboya Júnior (D.Sc) - UENF



Sergio Tibana (D. Sc) - UENF (Orientador)

À minha grande família.

AGRADECIMENTOS

Ao me aproximar do fim deste capítulo em minha vida, agradeço primeiramente a Deus, que me deu toda força e me sustentou durante todo o trajeto.

Agradeço aos meus pais, Venício e Sônia por todo apoio em todas as situações de minha vida, principalmente em minhas conquistas acadêmicas. Agradeço também à minha irmã Ila Gabriela, minha parceira de apartamento que esteve presente em todos os momentos do meu mestrado, os bons e os ruins.

Agradeço aos meus avós queridos, José Benito e Marlice, José Mozer e Denercy por todo apoio e por serem os melhores avós do mundo! Agradeço também aos meus tios, tias, primos e primas pelos bons momentos em família que fazem com que qualquer jornada seja mais tranquila.

Agradeço aos meus queridos amigos da faculdade, do intercâmbio e da vida: Maria Camila, João Victor, Pedrinho, Hadassa, Késsia, Vinícius, Philipe, Victor Hugo, Natalia, Riso, Escodino, Igor, Allonso, Patrícia, Jaine, Valber, Letícia, Thamara, Thalytha e Ana Carolina. Pessoal, obrigado por estarem sempre presentes e tornarem tudo mais leve!

Agradeço aos amigos de mestrado por toda ajuda e parceria. A Marina, Brunella, Hiden, Livia e Flaviano, minha gratidão.

Agradeço a minha psicóloga e amiga Nilvia. Seu suporte psicológico e amizade foram fundamentais para que eu conseguisse prosseguir e finalizar a pesquisa. Nilvia, muito obrigado!

Agradeço a todos os companheiros dos laboratórios e da Centrífuga Geotécnica. A André, Cássia, Eberton, Matheus, Milton, Renato, Walber, Vanúzia minha sincera gratidão. Sem a boa contribuição de todos, essa pesquisa não seria concluída com êxito.

Agradeço ao professor Rodrigo por toda ajuda, por ter me tirado muitas dúvidas e pelo auxílio com os ensaios na centrífuga. Agradeço também ao professor Saboya pela ajuda e por boas sugestões.

Agradeço ao meu orientador, professor Sergio Tibana, por todo auxílio, dedicação e por ter exigido de mim a superação de alguns dos meus limites, que contribuiu para a melhoria do trabalho. Agradeço também pela ajuda e paciência na elaboração do artigo, que precisou ser quase todo criado a distância.

Gostaria também de agradecer à Petrobras pelo apoio financeiro para este projeto de pesquisa. Este presente trabalho faz parte de um termo de cooperação assinado entre a Petrobras e a UENF para desenvolver o projeto de pesquisa intitulado "Modelagem Centrífuga de Comportamento de Dutos sob Carga Lateral de Deslizamentos Submarinos", Instrumento 5850.0102424.16.9. Muito obrigado!

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	x
LISTA DE TABELAS	xiii
LISTA DE SIMBOLOS E ABREVIACÕES.....	xiv
RESUMO	xvi
ABSTRACT	xvii
CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Considerações iniciais.....	1
1.2 Objetivos gerais e específicos	2
CAPÍTULO II – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	3
2.1 Dutos submarinos	3
2.2 Escorregamentos de taludes submarinos	4
2.2.1 Classificação dos deslizamentos submarinos	5
2.2.2 Mecanismos de Disparo	7
2.2.3 Características dos escorregamentos	9
2.3 Modelo reológico utilizado em problemas de fluxo de lama subaquático.....	11
2.4 Parâmetros adimensionais e estimativa de impacto	14
2.5 Mecanismos de fluxo na interação solo-duto.....	18
2.5 Modelagem centrífuga	19
2.4.1 Leis de escala utilizadas no estudo.....	20
2.6 Intepretação de ensaios <i>T-bar</i> em solos moles em centrífuga.....	22
2.7 Modelagem centrífuga de deslizamentos com impacto em duto	24
2.7.1 Deslizamentos submarinos	24
2.7.2 Impacto de deslizamentos submarinos em dutos	26
CAPÍTULO III – MATERIAIS E MÉTODOS.....	27

3.1 Centrífuga Geotécnica da UENF.....	27
3.2 Modelo	28
3.2.1 Container	28
3.2.2 Duto.....	29
3.2.3 Superfície de deslizamento	30
3.2.4 Configuração geral do ensaio	33
3.2.5 Instrumentação e calibração	35
3.3 Lama	39
3.3.1 Caracterização.....	39
3.3.2 Preparação	40
3.4 Ensaios T-bar.....	41
3.5 Execução dos ensaios	43
CAPÍTULO IV – RESULTADOS	45
4.1 Velocidade média e tempo dos deslizamentos	45
4.2 Impacto sentido pelos sensores das hastes	46
4.3 Imagens.....	48
4.4 T-bar.....	50
4.5 Parâmetros adimensionais e estimativa de impacto	52
4.5.1 Número de Reynolds e Coeficientes de Arrasto	52
4.5.2 Forças estimadas	56
4.3 Análise do fluxo.....	58
4.4 Influência da rugosidade no impacto e na velocidade.....	60
CAPÍTULO V – CONCLUSÕES	63
CAPÍTULO VI – REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	65
ANEXOS.....	71

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Esquema com exposição de dutos e estruturas offshore. (Adaptado de Chakrabarti, 2005)	3
Figura 2. Riscos geológicos <i>offshore</i> (adaptado de Gue,2012).	5
Figura 3. Tipos de Movimentos de massa submarinos (Modificado de Locat e Lee 2003).	6
Figura 4 Causas de deslizamentos submarinos (modificado de <i>Pardo</i> , 2015).	8
Figura 5 Diagrama esquemático das transições dos deslizamentos. (Boukpeti et al., 2012)	10
Figura 6. Morfologia de fluxo de detritos com a formação de correntes de turbidez (Ilstad et al, 2004).....	11
Figura 7. Comportamento reológico de diferentes tipos de fluidos (Boukpeti et al., 2012).	13
Figura 8. (a) Curvas de comportamento de fluxos com diferentes teores de argila. (b) Aumento exponencial da tensão de escoamento com o teor de argila (Ilstad et al., 2004)	14
Figura 9. Coeficiente de arrasto versus número de Reynolds. (a) Dutos suspensos. (b) Dutos apoiados.....	16
Figura 10. Comportamento do fluxo pós-impacto para fluido não-Newtoniano (Guo et. al 2019).	19
Figura 11 Correspondência entre a tensão inercial em um modelo e a tensão gravitacional no protótipo (Taylor, 1995).....	20
Figura 12. Componente de tensões que agem sobre o t-bar (Sahdi et. al 2014).	22

Figura 13. Fatores que afetam a resistência do <i>t-bar</i> em amostras pouco consolidadas (Sahdi et al., 2014).....	23
Figura 14. Resistência resultante qt-bar em amostras de solos pouco consolidados. (Sahdi et. al 2014).....	24
Figura 15. Centrífuga de viga da UENF com o container do ensaio à esquerda e container de contrabalanceamento à direita.....	27
Figura 16. Central de controle da centrífuga.	28
Figura 17. Dimensões do container utilizado nos ensaios. (a) Vista superior; (b) Vista frontal. (Adaptado de Santos, 2018)	29
Figura 18. Detalhe do duto montado ao fim da rampa.....	30
Figura 19. Bases de escorregamento dos ensaios. (a) Ensaio 2; (b) Ensaio 3; (c) Ensaio 4; (d) Ensaio 5.....	31
Figura 20. Microscópio confocal a laser que forneceu os parâmetros de rugosidade.	32
Figura 21. Análise da rugosidade para a lixa do ensaio 5 (grão 16).....	33
Figura 22. Determinação da rugosidade média de uma superfície.....	33
Figura 23. Configuração geral do ensaio.	34
Figura 24 Equipamentos utilizados nos ensaios.	35
Figura 25 Posicionamento dos sensores de tensão total e poropressão na rampa.	36
Figura 26. Esquema do posicionamento dos instrumentos.	37
Figura 27. Calibração dos transdutores de tensão total e poropressão. (a) interface de calibração a 1g. (b) transdutores posicionados no fundo do container para verificação de calibração em voo.	38
Figura 28. Calibração dos sensores das hastes.	39
Figura 29 Curva granulométrica da mistura de 60% de metacaulim e 40% de caulim. .	40
Figura 30. Preparação da mistura utilizada nos ensaios.....	41

Figura 31. Detalhe da base cilíndrica do penetrômetro.	42
Figura 32. Composição do ensaio <i>t-bar</i>	43
Figura 33. Impacto sentido pelos sensores das hastes A e B e impacto total; (a) Ensaio 1; (b) Ensaio 2; (c) Ensaio 3; (d) Ensaio 4; (e) Ensaio 5.....	47
Figura 34 Sequência de imagens da câmera de alta velocidade no Ensaio 1	48
Figura 35. Sequência de imagens da câmera de alta velocidade no Ensaio 5.	49
Figura 36 Perfil de resistência não drenada não corrigido (a) Ensaio 2; (b) Ensaio 3; (c) Ensaio 4.....	50
Figura 37. Fluxograma de cálculos.....	52
Figura 38. Parâmetros de resistência e diferentes modelos matemáticos de ajuste.	53
Figura 39. Comparativo entre as tensões calculadas.	54
Figura 40. Relação entre diferentes coeficientes de arrasto e número de Reynolds não-Newtoniano.....	55
Figura 41. Impacto normalizado contra número de Reynolds não-Newtoniano.....	56
Figura 42. Impacto normalizado contra número de Reynolds não-Newtoniano com os dados de Sahdi et al. (2014 a).....	57
Figura 43. Diferenças entre impactos calculados e impacto medido pelos sensores.....	58
Figura 44. Comportamento do fluxo após interação com o duto. (a) Ensaio1; (b) Ensaio 5.	59
Figura 45. Comportamento do fluxo do ensaio 3 após interação com o duto.	60
Figura 46. Relação da velocidade com o aumento da rugosidade.....	61
Figura 47. Relação da rugosidade com número de Reynolds não-Newtoniano.....	61
Figura 48. Relação da rugosidade com impacto normalizado.....	62

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Leis de escala dos principais parâmetros utilizados em estudos de deslizamentos submarinos.....	21
Tabela 2. Características da base de deslizamento dos ensaios.....	31
Tabela 3. Indicação dos sensores utilizados no ensaio.	37
Tabela 4. Velocidade frontal média em cada ensaio.....	46
Tabela 5. Impacto estimado pelos sensores.....	46
Tabela 6. Tensão de cisalhamento das misturas.	54
Tabela 7. Parâmetros adimensionais.....	55

LISTA DE SIMBOLOS E ABREVIACOES

A	rea frontal exposta ao deslizamento
A_T	rea longitudinal do T-bar
C_d	coeficiente de arrasto
C_{d-l}	coeficiente de arrasto ensaios físicos
$C_{d-l'}$	coeficiente de arrasto modelagem numérica
C_v	coeficiente de adensamento do solo
D	diâmetro do duto
F	força de impacto
F_m	força máxima de impacto
F_l	força calculada a partir de C_{d-l}
$F_{l'}$	força calculada a partir de $C_{d-l'}$
F_n	força de impacto normal ao duto
F_p	força no protótipo
g	aceleração da gravidade
h_m	altura no modelo
h_p	altura no protótipo
k	coeficiente de consistência
l	comprimento do corpo submerso
lm	comprimento de medição da rugosidade
N	fator de gravidade
N_H	fator de resistência
N_h	impacto normalizado
N_T	fator do T-bar
n	coeficiente de potência
n	número de picos e vales de uma superfície
q_b	pressão de fluatibilidade agindo no T-bar
q_L	pressão lateral no T-bar
q_{t-bar}	resistência do T-bar resultante
q_{soil}	pressão da resistência do solo no T-bar

q_w	pressão do peso próprio do T-bar
R	raio
Ra	rugosidade média
Re	número de Reynolds
$Re_{\text{não-Newtoniano}}$	número de Reynolds não newtoniano
TTT	transdutor de tensão total
TPP	transdutor de poropressão
S_u	resistência não drenada
S_{u-ref}	resistência não drenada de referência
S_{u-op}	resistência não drenada operativa
v	velocidade do fluxo
v_m	velocidade média do fluxo
w	velocidade angular
β	coeficiente de potência
Δs	variação do deslocamento
Δt	variação do tempo
μ	viscosidade dinâmica
ρ	densidade
ρ_w	densidade da água
τ	tensão de cisalhamento
τ_c	tensão de cisalhamento crítica
$\dot{\gamma}$	taxa de deformação
$\dot{\gamma}_{ref}$	taxa de deformação de referência

RESUMO

Pesquisas relacionadas à integridade de estruturas *offshore* vem se tornando cada vez mais importantes à medida que a exploração de recursos marinhos se estende para águas cada vez mais profundas. Os estudos envolvendo modelos físicos centrifugados que relatam sobre este cenário ainda são limitados, havendo ainda espaço para novas pesquisas envolvendo esses problemas. Em vista disso, um modelo físico foi desenvolvido para a execução de ensaios em uma centrífuga geotécnica com aceleração induzida. Com esse modelo, buscou-se investigar o impacto de forças de arrasto geradas em duto por um deslizamento submarino. Os modelos físicos foram construídos com superfícies de escorregamento com diferentes rugosidades para que a velocidade de fluxo de cada teste fosse diferente. Foram coladas lixas com diferentes granulometrias para variar a rugosidade da rampa de escoamento. As velocidades de fluxo de lama nos diferentes testes foram calculadas a partir da instrumentação instalada na rampa. Foram também realizados ensaios de T-bar para determinação da resistência não drenada (S_u). Uma comparação entre os impactos estimados pelos sensores e os resultados adquiridos através de equações propostas pela literatura, foi realizada. Os resultados obtidos apresentaram uma boa concordância entre velocidade de fluxo com rugosidade e também entre força de impacto e velocidade.

Palavras chave: centrífuga geotécnica, deslizamento submarino, duto, forças de arrasto, rugosidade

ABSTRACT

Researches related to the integrity of offshore structures has become increasingly important as the exploration of marine resources extends to deeper and deeper waters. Studies involving centrifuged physical models reporting about this scenario are still limited, so there is still room for further researches involving these problems. In view of this, a physical model was developed to perform tests in a geotechnical centrifuge with induced acceleration. From this model, the impact of drag forces generated in a pipeline by a submarine landslide was investigated. Seeking a different flow velocity in each test, the physical model sliding surface was built with different roughness. To vary the roughness of the flume bed, sandpapers with different grain sizes were glued. The different mud flow velocities were calculated from the instrumentation installed on the sliding bed. Besides that, T-bar tests were performed to determine the undrained shear strength (S_u) of the mud. A comparison between the forces estimated by the sensors and the results acquired through equations proposed by the literature was performed. The results showed a good agreement between flow velocity with roughness and also between impact force with the flow velocity.

Key words: geotechnical centrifuge, submarine landslide, pipeline, drag forces, roughness

CAPÍTULO I – INTRODUÇÃO

1.1 Considerações iniciais

Escorregamentos submarinos podem causar uma série de danos a estruturas *offshore*, tendo um potencial de liberar grandes volumes de sedimentos e podendo ser deslocados por centenas de quilômetros em áreas de baixa declividade (0,5 a 3°), além de durarem de poucas horas até dias (Locat e Lee, 2002). Uma das estruturas que mais estão suscetíveis a danos causados por esse fenômeno são os dutos de exportação de hidrocarbonetos, que podem ter até mais de 500 km de extensão ao longo do oceano.

Ao longo de sua rota, dutos submarinos estão sujeitos à ação de forças hidrodinâmicas causadas por ondas e correntes; diferenças bruscas de temperatura e pressão; impactos causados por deslizamentos, entre outros riscos. Tratando-se da ocorrência de deslizamentos no leito marinho, estes podem ser ditos como um dos principais e mais severos riscos associados às estruturas *offshore*. Segundo Randolph e White (2012), o duto submarino é a estrutura de maior exposição à deslizamentos, sendo isto devido ao seu comprimento, sua baixa resistência estrutural e pelas irregularidades do terreno o qual estão apoiados.

Existem três meios de se quantificar o impacto em dutos: pela análise teórica, pela modelagem física e por simulações numéricas. Tratando-se de estudos teóricos, esses são feitos através da aplicação de duas abordagens: a de mecânica dos solos e a de mecânica dos fluidos (Randolph et al, 2012; Sahdi et al., 2013). As simulações numéricas são mais adequadas em estudos de larga escala, pois buscam englobar uma maior variação do estudo (Nian et al., 2018).

Com relação aos ensaios físicos, a utilização da centrífuga geotécnica é uma ferramenta que pode servir de grande auxílio para reprodução de problemas geotécnicos. Esse equipamento permite uma correlação controlada entre um modelo reduzido e protótipo quando submetida a um campo gravitacional modificado (Yin et al., 2017). Para que sejam mantidos o comportamento tensão-deformação de um protótipo, uma escala reduzida N vezes pode ser utilizada para representa-lo, sendo, portanto, submetido a uma

aceleração N vezes maior que a da gravidade. (Taylor, 1995). Através da literatura é possível encontrar estudos realizados em centrífugas geotécnicas relacionados a fluxos de detritos submarinos (Yin et al., 2018; Sahdi et al., 2013; Zakery et al., 2011; Gue, 2012).

No Brasil, a Petrobras tem desenvolvido muitos projetos em águas profundas nas bacias de Santos e Campos dos Goytacazes, sendo isso um motivador para o desenvolvimento de um programa extensivo de testes experimentais para avaliar o comportamento de escorregamentos submarinos e sua interação com dutos. A modelagem destes fenômenos tem sido foco de estudos recentes realizados na centrífuga de viga da UENF (Santos, 2018; Acosta et al., 2017; Motta, 2016) e na centrífuga tambor na COPPE (Hotta, 2019; Pelissaro, 2018).

1.2 Objetivos gerais e específicos

O projeto proposto tem como objetivo geral simular um escorregamento submarino em centrífuga geotécnica, e assim, estimar os impactos gerados em um duto submarino.

Os objetivos específicos desta pesquisa são:

- Caracterizar o material utilizado no ensaio;
- Simular um escorregamento submarino na centrífuga geotécnica com devida instrumentação;
- Estimar os esforços causados pelo fluxo de lama, variando a sua velocidade através da modificação da superfície de escorregamento;
- Apurar os mecanismos de fluxo apresentados na interação solo-duto durante e pós impacto;
- Comparar os impactos estimados com metodologias empíricas sugeridas na literatura;

CAPÍTULO II – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Dutos submarinos

Dutos submarinos são tubulações desenvolvidas para transportar petróleo e seus derivados entre as regiões de extração para as refinarias e tanques de armazenamento.

Os trechos formados pelos dutos em suspensão que se conectam à plataforma são denominados *risers* e os trechos que ficam em contato com o solo marinho são denominados dutos submarinos (*pipelines, flowlines*). Um esquema com esses itens é mostrado na Figura 1.

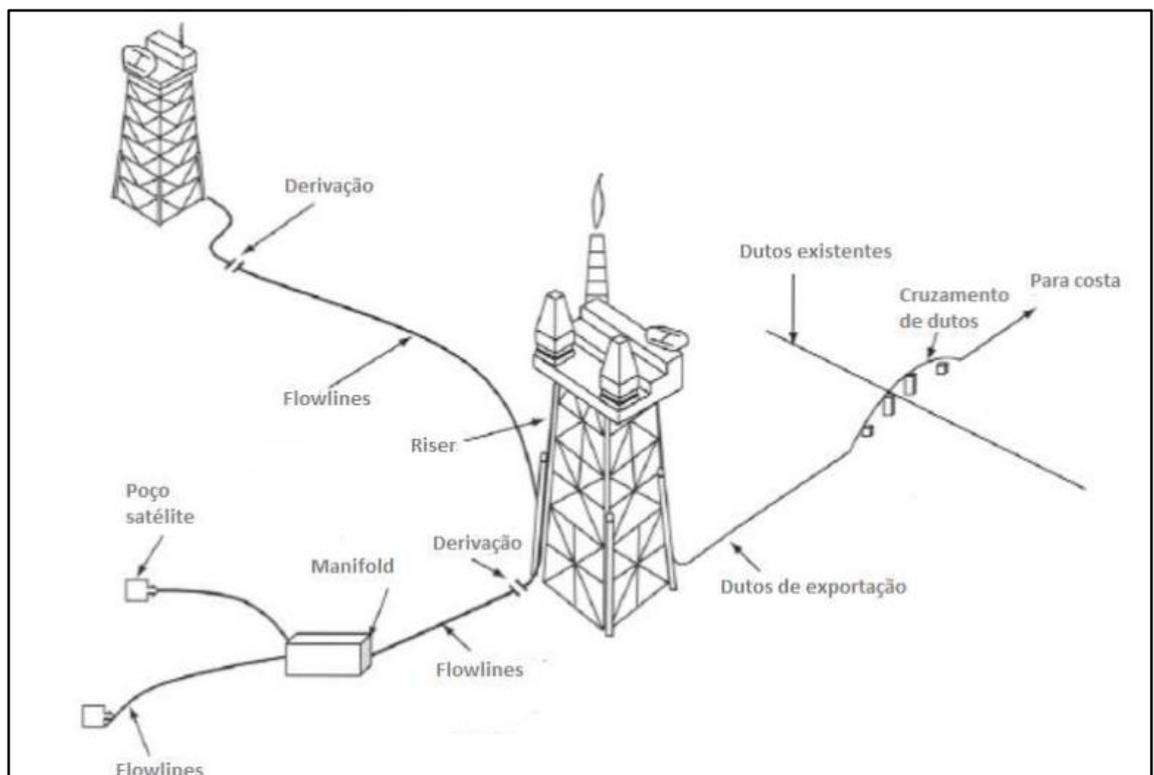


Figura 1. Esquema com exposição de dutos e estruturas offshore. (Adaptado de Chakrabarti, 2005)

Os dutos submarinos, em geral, podem ser classificados quanto ao seu material constituinte, como dutos rígidos ou como dutos flexíveis. Os dutos rígidos são constituídos por tubos de aço carbono, enquanto os dutos flexíveis são constituídos por diferentes camadas que possuem funções distintas na sua operação. Os dutos rígidos

possuem um custo menor, pois os flexíveis possuem maior complexidade e necessitam de tecnologia mais avançada na sua fabricação, o que acarreta em um tempo de fabricação bem maior em comparação aos dutos rígidos. Em contrapartida, o tempo de instalação dos dutos flexíveis é consideravelmente menor que o dos dutos rígidos já que a instalação é muito mais simples e rápida, reduzindo drasticamente o custo total dos dutos em um projeto. (Santos, 2018).

2.2 Escorregamentos de taludes submarinos

Segundo Terzaghi (1956), escorregamentos submarinos são movimentos de massa espontâneos, de curta duração, envolvendo grandes quantidades de materiais em taludes de inclinação íngreme ou suave.

Gue (2012) cita que as principais características que distinguem um deslizamento submarino de um deslizamento subaéreo podem ser resumidas por:

- Grandes deslizamentos envolvendo um grande volume de massa movimentada;
- Longa distância de corrida (*runout*);
- A ruptura pode ocorrer em taludes de inclinação muito suave.

A distância de transporte dos depósitos é conhecida como distância *runout*, podendo alcançar centenas de quilômetros do lugar original. Após a liberação, os detritos se transformam em uma mistura de água e argila finamente triturada dentro de um ambiente aquoso. O evento evolui gradualmente, passando de um fluxo de lama até formar correntes de turbidez.

A Figura 2 apresenta alguns riscos geológicos que podem causar danos a estruturas *offshore*. É possível notar que os deslizamentos submarinos são geralmente fenômenos desencadeados por outros acontecimentos geológicos que ao interagir com o leito marinho, leva a ruptura dos taludes. Maiores detalhes sobre esses mecanismos que levam a falha de taludes são abordados no item 2.2.2.

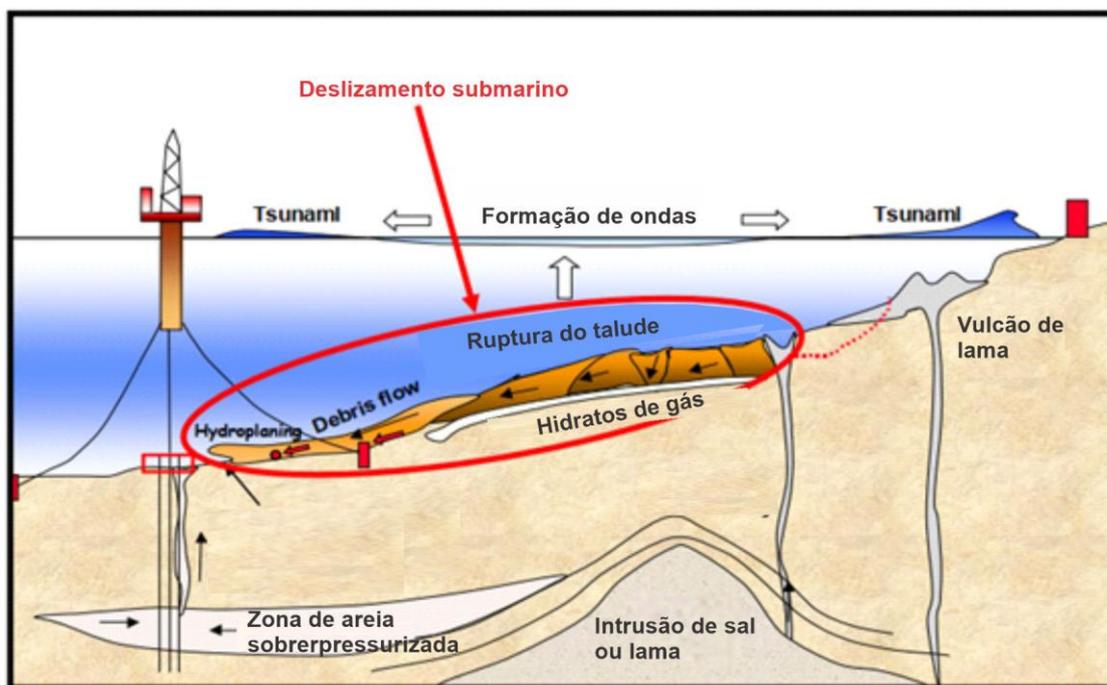


Figura 2. Riscos geológicos *offshore* (adaptado de Gue,2012).

2.2.1 Classificação dos deslizamentos submarinos

Deslizamentos submarinos podem ser classificados de maneira similar aos movimentos ocorridos em meio terrestre, sendo feito, no entanto, alguns ajustes para melhor representatividade desses acontecimentos no meio subaquático.

Sugerido por Locat e Lee (2003), a Figura 3 apresenta um esquema com diferentes tipos de instabilidades ocorridas no leito marinho. É importante ressaltar que a relação dos materiais envolvidos com o meio aquoso torna esses movimentos de massa intimamente interligados, logo, um tipo de movimentação pode desencadear outro.

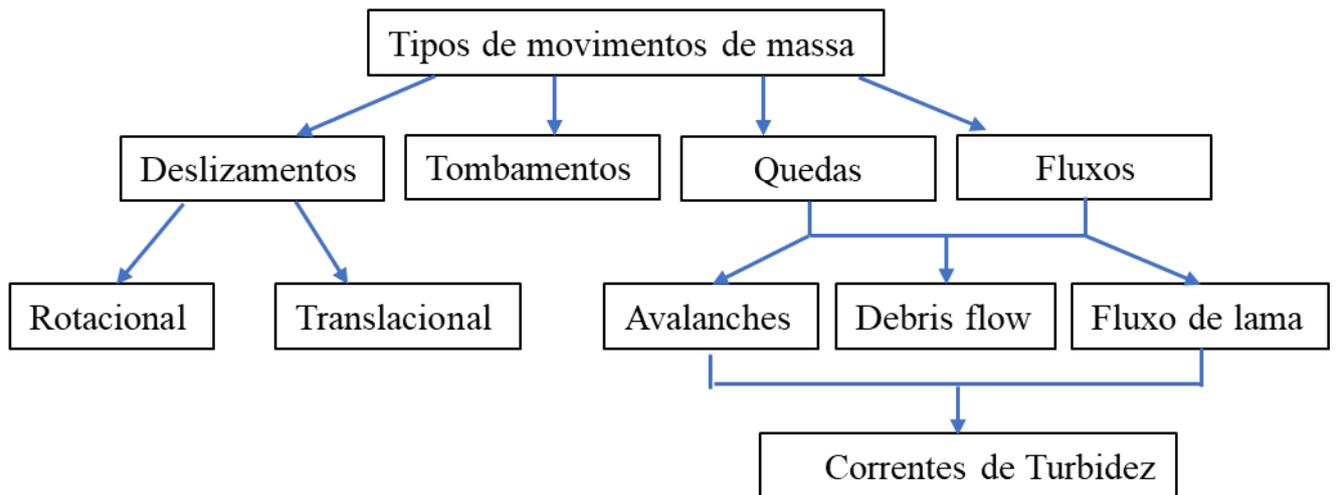


Figura 3. Tipos de Movimentos de massa submarinos (Modificado de Locat e Lee 2003).

Os deslizamentos podem ser divididos em rotacionais e translacionais. Os rotacionais originam-se de superfícies côncavas e tem como resultado a rotação das massas de solo e/ou rochas. Já os translacionais ocorrem com mais frequência no leito submarino e possuem inclinação suave, geralmente similar à do talude de origem (Locat e Lee, 2003).

Os fluxos e quedas podem ocorrer em forma de avalanches, *debris flow* (corrida de detritos) e *mud flow* (corrida de lama). A principal diferença entre eles é a granulometria dos materiais envolvidos.

As avalanches representam um caso extremo de fluxo e sua massa pode conter de solos finos à blocos de rochas (Locat e Lee, 2003).

Quanto ao *debris flow*, Zakeri et al. (2011) definiu o termo como um fluxo de solo coesivo (rico em material argiloso) com uma concentração de sedimentos equivalente a 50% do volume fluidizado, podendo conter solos granulares e fragmentos de rochas.

O *mud flow* é um caso específico de fluxo de detritos onde o material envolvido é predominantemente composto por solos finos coesivos.

2.2.2 Mecanismos de Disparo

Locat e Lee (2009) comentam que os movimentos de massa submarinos podem ser iniciados tanto pelo aumento das tensões cisalhantes atuantes no talude, quanto pela redução de resistência ao cisalhamento do solo, havendo ainda a possibilidade desses fatores ocorrerem concomitantemente.

A literatura referente ao estudo de deslizamentos submarinos aponta diversos fatores que levam o talude à ruptura, sendo os mais recorrentes abordados a seguir:

- **Terremotos e atividade tectônica:** É um dos mecanismos que mais desencadeiam deslizamentos submarinos. A propagação da energia sísmica induzida pelas placas tectônicas é transferida para a base rochosa e é liberada através de deslocamentos na crosta terrestre, isto é, falhas. Essas falhas produzem movimentos no leito das rochas e nos depósitos de solo sobrejacentes. Os sismos podem aumentar os esforços mobilizados nos taludes e reduzir a resistência ao cisalhamento dos mesmos, gerando a ruptura. (Hance, 2003).
- **Processo de sedimentação:** A sedimentação rápida pode gerar um aumento elevado de poropressão no solo quando o caminho de drenagem aumenta mais rapidamente do que o tempo necessário para a consolidação do sedimento, não permitindo assim, o aumento da resistência ao cisalhamento com a profundidade. Ainda que não ocorra a falha, os excessos de poropressão gerados podem levar um talude estável a fatores de segurança próximos de 1(um), tornando o mesmo vulnerável a outros mecanismos de ativação.
- **Dissociação de hidratos de gás:** A presença destes hidratos entre as camadas de solo e rochas pode leva-las ao colapso. Quando expostos a mudanças de pressão e temperatura, o gás hidratado pode dissociar-se da água, formando gás natural. A diminuição do nível do mar, ao reduzir a pressão no fundo do oceano, pode causar esta dissociação de gases da água em forma de bolhas, o que pode gerar aumento da poropressão e diminuição dos esforços resistentes dos solos envolvidos, levando a ruptura do talude. (Locat e Lee, 2003)

- **Ondas no oceano:** A ação de ondas pode levar um talude a ruptura em casos de águas relativamente rasas, menores que 150 a 300 metros. A pressão no leito marinho muda de acordo com a passagem da onda. Esta diferença de pressão, impõe tensões no solo que se forem superiores a resistência a cisalhamento, podem levar à ruptura.
- **Atividades humanas:** Geralmente estão relacionados a falhas em regiões costeiras, causadas por construções de portos, barragens, entre outros.

Hance (2003) estudou 399 falhas em taludes submarinos registrados ao longo do tempo e apontou as principais causa das falhas. Pardo (2015) compilou os resultados no gráfico apresentado na Figura 4;

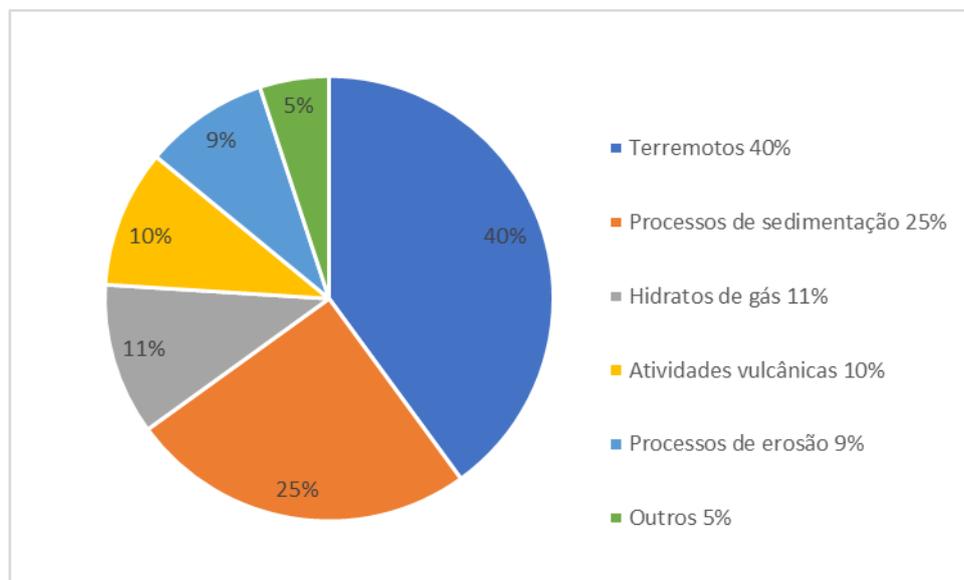


Figura 4 Causas de deslizamentos submarinos (modificado de *Pardo*, 2015)

Hance (2003) também mostra que cerca de 85% das 399 rupturas registradas ocorreram em inclinações inferiores a 10°, sendo o ângulo médio entre as falhas de 5,8° acontecendo na maioria dos casos em um intervalo entre 3 e 4 graus.

2.2.3 Características dos escorregamentos

O processo de desencadeamento e evolução de um fluxo (mais especificamente de lama), pode ser dividido nas seguintes fases: inicial com a ruptura do talude; intermediária pela interação do material com a água do ambiente; e fase final, a qual é representada pela deposição do material (Boukpeti et al., 2012).

A fase inicial envolve o mecanismo de ruptura do talude e é normalmente compreendido segundo os princípios da mecânica dos solos. Sendo assim, considera-se que o momento da falha é iniciado quando a tensão de cisalhamento resultante dos esforços mobilizados, excede a sua resistência.

A fase intermediária pode ser caracterizada como o momento de transição de forças atuantes. Inicialmente, as forças predominantes são determinadas pelas tensões cisalhante do bloco deslizante. No decorrer, o material vai se tornando menos denso, gerando um aumento gradual da atuação de forças inerciais. Nesse momento, as forças geradas pelos deslizamentos passam a ser observadas seguindo princípios da mecânica dos fluidos (Boukpeti et al., 2012). Através da Figura 5 é possível observar o aumento das forças inerciais e uma diminuição das da resistência ao cisalhamento do solo.

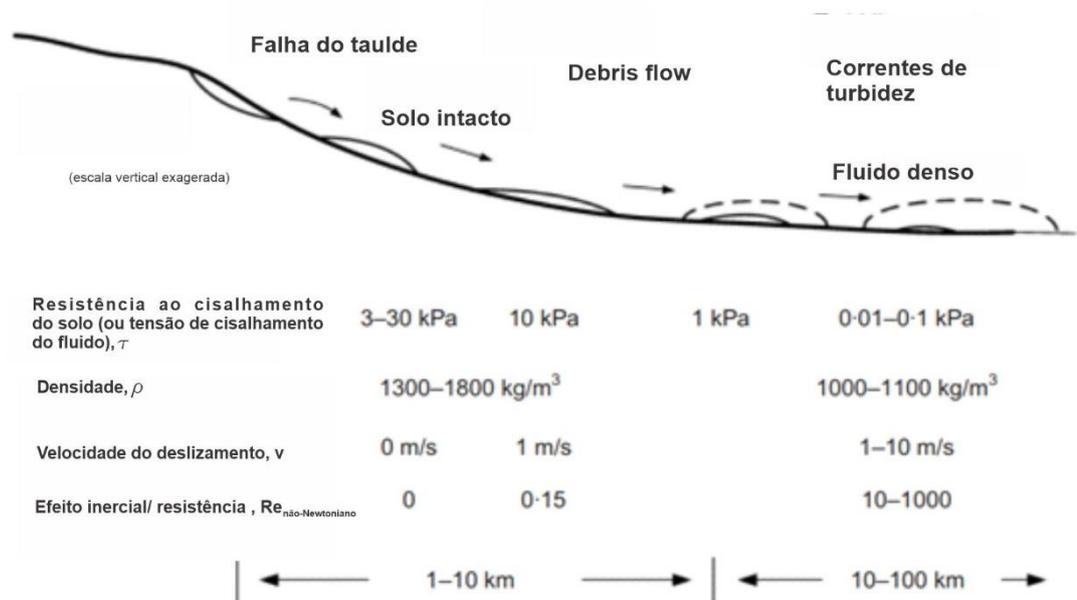


Figura 5 Diagrama esquemático das transições dos deslizamentos. (Boukpeti et al., 2012)

Com relação à distância total percorrida pelo fluxo e sua deposição final, eles dependem, principalmente, da transformação do material. Se a sua desestruturação for rápida, e caso ocorra também rápida incorporação de água, o fluxo poderá alcançar maiores distâncias devido à redução de resistência ao cisalhamento. Já nos casos de transição de forma lenta, a resistência do material será relativamente alta, o que poderá se constituir em um deslizamento de bloco, reduzindo a distância de corrida (Hotta, 2019).

Tratando-se da formação de correntes de turbidez, Hotta (2019) comenta que esse fenômeno pode ser originado tanto 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 fluxo em uma corrente de turbidez (Figura 6).



Figura 6. Morfologia de fluxo de detritos com a formação de correntes de turbidez (Ilstad et al, 2004)

A aquaplanagem da frente do fluxo (Figura 6) é um fenômeno comum em escorregamentos com sedimentos ricos em argila. Esse efeito ocorre quando uma camada de água ou lama, fica contida na superfície de deslizamento, diminuindo significativamente o atrito entre a base marinha e o fluxo, causando uma redução drástica de cisalhamento basal. Como consequência, altas velocidades e longas distâncias *run out* são observadas, mesmo quando ocorrem em taludes de inclinação muito suave (Ilstad et al., 2004)

A diferença entre os depósitos dos deslizamentos durante o fluxo é também uma característica importante para ser observada. Em seu estudo, Ilstad et al, (2004) constataram que nas misturas com baixos teores de argila (5 e 10%), a deposição do material granuloso ocorreu rapidamente e após passada a frente do fluxo, houve ainda um aumento da espessura do depósito. Já com o aumento do teor de argila, a taxa de deposição do material durante o fluxo diminuiu, sendo que em misturas ricas em argila não foram sequer observados sinais de deposição durante o fluxo, pois a alta tensão de escoamento inibe essa deposição (Ilstad et al., 2004).

2.3 Modelo reológico utilizado em problemas de fluxo de lama subaquático

À medida que o escorregamento vai se desenvolvendo, o solo vai se tornando uma massa fluida, sendo a reologia, a parte da ciência que estuda os materiais nessa condição. Van Wazer et al. (1966) definiu a reologia como o estudo do comportamento mecânico e da deformação de corpos devido a ação de tensões sob determinadas condições termodinâmicas em um intervalo de tempo.

Para a reologia, as propriedades mecânicas de todos os materiais são descritas em termos de contribuições elásticas, viscosas e inerciais, logo, materiais que possuem propriedades como viscosidade, plasticidade, elasticidade e escoamento são alvos de estudo dessa área (Coussot, 1997).

Segundo Hance (2003), os principais fatores que afetam a reologia do fluido são: a quantidade de finos, a mineralogia da argila, a distribuição granulométrica e o teor de água

O fluido que provém de solos submarinos argilosos é denominado não-Newtoniano, devido a não linearidade na relação entre a tensão de cisalhamento e a taxa de deformação ($\dot{\gamma}$). Alguns modelos matemáticos são utilizados para descrever essa relação, sendo o modelo reológico de Hershel-Bulkley e modelos expressos em de forma de lei de potência os mais vistos na literatura referente a deslizamentos submarinos (Terrile et al., 2018; Yin, 2018; Sahdi et al., 2013; Zakeri et al., 2012; Bruton et al., 2008, Locat, 1997).

O modelo de Hershel-Bulkley é representado pela seguinte equação:

$$\tau = \tau_c + k\dot{\gamma}^n \quad (1)$$

A tensão de cisalhamento crítica τ_c ou tensão de escoamento corresponde às tensões mobilizadas para dar início ao fluxo.

O coeficiente n indica o quanto o material exhibe o comportamento de um fluido não-Newtoniano, ou seja, o quão “não linear” é sua relação entre viscosidade e tensão de cisalhamento. Sendo assim, quando:

- $n < 1$ o material possui comportamento pseudoplástico (*shear-thinning*), ou seja, a sua viscosidade diminui com o aumento da tensão cisalhante;
- $n > 1$ o material possui comportamento dilatante (*shear-thickening*), ou seja, sua viscosidade aumenta com o aumento da tensão cisalhante.

A taxa de deformação é indicada na equação (2):

$$\dot{\gamma} = \frac{v}{D} \quad (2)$$

O parâmetro “k” é o coeficiente de consistência relacionado com a viscosidade.

A curva que descreve o comportamento de um fluido não-Newtoniano pelo modelo de Herschel-Bulkley é expressa na Figura 7. Além disso, as curvas tracejadas nessa mesma figura indicam dois comportamentos diferentes: pseudoplástico e dilatante (*shear-thinning e shear thickening*). O comportamento pseudoplástico representa uma simplificação do modelo de Herschel-Bulkley, considerando a tensão de cisalhamento crítica como nula. Assim, esse modelo consiste em:

$$\tau = k\dot{\gamma}^n \quad (3)$$

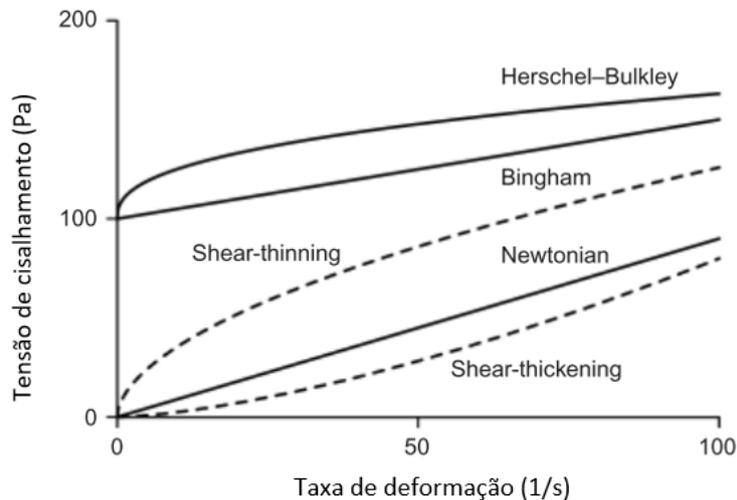


Figura 7. Comportamento reológico de diferentes tipos de fluidos (Boukpeti et al., 2012).

O teor de argila possui forte influência no comportamento de um fluido. O aumento desse teor leva também ao acréscimo da diferença de tensão de cisalhamento com a taxa de deformação sendo n das equações (1) e (3) o coeficiente influenciado por essa diferença. Além disso, maiores concentrações de argila proporcionam maiores tensões de cisalhamento ao fluido, influenciando principalmente na sua tensão de escoamento (Ilstad et al., 2004).

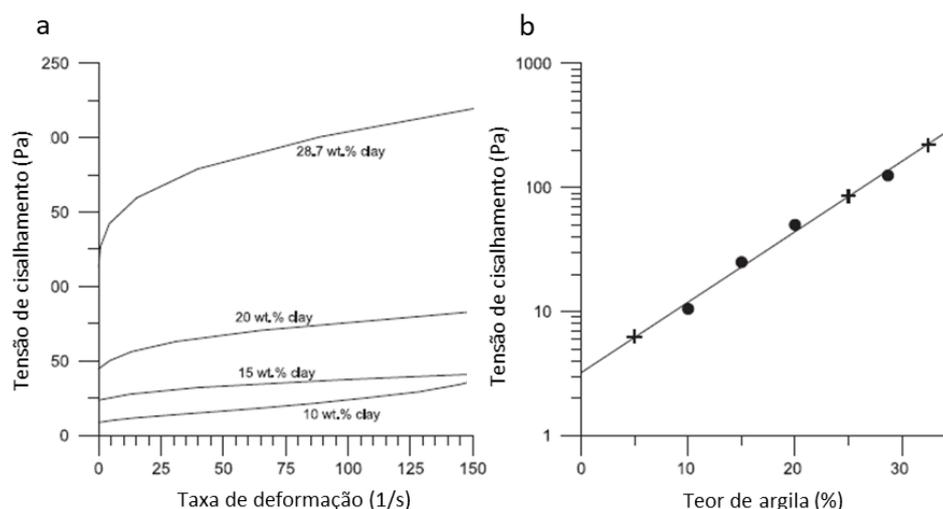


Figura 8. (a) Curvas de comportamento de fluxos com diferentes teores de argila. (b) Aumento exponencial da tensão de escoamento com o teor de argila (Ilstad et al., 2004)

É importante ressaltar ainda, que o parâmetro n não é influenciado pelo teor de umidade da mistura (Boukpeti et al., 2012), portanto, o comportamento da figura 8 representa também misturas com diferentes teores de umidade.

2.4 Parâmetros adimensionais e estimativa de impacto

Os impactos em dutos submarinos podem ser estudados utilizando-se como ferramenta duas abordagens: a geotécnica, por meio da resistência ao cisalhamento do material, ou mecânica dos fluidos, que considera o movimento de massa como um fluido.

No caso de corpos submersos, os seguintes parâmetros estão envolvidos na análise dimensional: comprimento do corpo submerso (l), velocidade do fluido (v), massa específica (ρ), viscosidade dinâmica (μ) e força (F), sendo o último o parâmetro dependente. A partir deles, dois parâmetros adimensionais são consagrados para estudos dessa natureza: o coeficiente de arrasto C_d , que indica a resistência ao fluido por parte de uma dada superfície e o número de Reynolds que indica o regime de escoamento de um fluido, sendo fisicamente citado como a relação entre forças inerciais e forças viscosas.

O coeficiente de arrasto (C_d) e o número de Reynolds (Re) são indicados nas equações (4) e (5).

$$C_d = \frac{F}{\frac{1}{2}\rho v^2 A_c} \quad (4)$$

$$Re = \frac{lv\rho}{\mu} \quad (5)$$

Em que A_c é a área projetada do duto que vai ser atingida pelo fluxo (Zhu e Randolph, 2011).

A equação (5) refere-se ao número de Reynolds para fluidos Newtonianos, porém, como há variação da viscosidade com a taxa de deformação, essa equação não é corretamente aplicável para o tipo de fluido em questão. Desse modo, Zakery et al. (2008) propôs uma nova definição para esse coeficiente adimensional, denominando-o número de Reynolds não-Newtoniano, o qual é obtido pela equação a seguir, em que τ é a resistência ao cisalhamento do solo.

$$Re_{\text{não-Newtoniano}} = \frac{\rho v^2}{\tau} \quad (6)$$

Além da análise reológica, alguns autores consideram que a tensão de cisalhamento do solo, τ , pode ser interpretada através da resistência não drenada (S_u). Isso pode ser feito ajustando essa resistência para que ela varie de acordo com a taxa de deformação do solo v/D (com v sendo a velocidade do fluxo e D o diâmetro exposto ao deslizamento) (Sahdi et al., 2019, Duta e Hawlader, 2018, Randolph et al, 2012). Esse ajuste é mostrado na equação (7):

$$S_{u-op} = S_{u-ref} \left(\frac{v/D}{\dot{\gamma}_{ref}} \right)^\beta \quad (7)$$

Em que S_{u-op} é a resistência não drenada operativa. S_{u-ref} é a resistência não drenada de referência a uma taxa de deformação $\dot{\gamma}_{ref}$ e β é o parâmetro que controla o aumento de S_{u-op} com o aumento da taxa de deformação e é similar ao coeficiente “ n ” do modelo de lei de potência. Jeong et. al. (2009) aplicaram o modelo de lei de potência para descrever solos argilosos de diferentes origens e características, e determinaram valores de β entre 0,05 e 0,17.

Zakeri et al. (2008) correlacionaram o número de Reynolds não newtoniano com o coeficiente de arrasto, sendo as curvas geradas, próximas ao que é observado em fluidos Newtonianos. O autor realizou uma série de ensaios físicos a 1g, simulando deslizamentos com diferentes teores de argila em duas diferentes condições: uma em que o duto se encontrava suspenso e em outra em que o duto se encontrava apoiado na base. Com isso, o autor sugeriu equações para determinação do coeficiente de arrasto em função desse parâmetro, sendo diferentes para dutos suspensos (Figura 9 a) e dutos apoiados sobre o solo marinho (Figura 9b). Essas relações foram formuladas a partir de testes experimentais e posteriormente calibradas com estudos computacionais da dinâmica dos fluidos (Zakery et al., 2009) e representam em uma mesma curva, misturas com diferentes teores de argila.

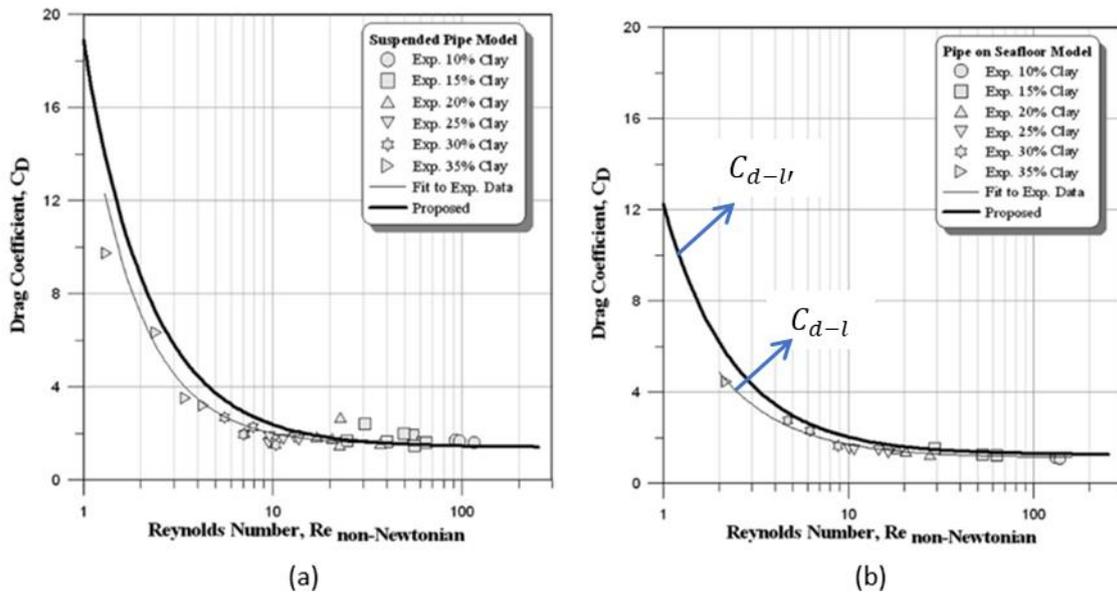


Figura 9. Coeficiente de arrasto versus número de Reynolds. (a) Dutos suspensos. (b) Dutos apoiados.

Tratando-se do caso de duto apoiado, a curva de ajuste dos dados experimentais de Zakery forneceram a seguinte relação para o coeficiente de arrasto (C_{d-l}):

$$C_{d-l} = 1,12 + \frac{8,4}{Re^{1,6}_{não-Newtoniano}} \quad (8)$$

Já pela relação das simulações numéricas realizados a partir do estudo físico, o autor sugeriu um ajuste para dimensionamento, gerando valores de coeficientes de arrasto um pouco acima da equação anterior, sendo representado por:

$$C_{d-l'} = 1,25 + \frac{11,0}{Re_{\text{não-Newtoniano}}^{1,15}} \quad (9)$$

Nota-se que a curva gerada com a calibração da modelagem numérica (Eq. (9)) indica valores de coeficiente de arrasto superiores aos valores fornecidos pela curva dos ensaios puramente físicos (Eq. (8)). Essa diferença é explicada pelos autores que comentam que no modelo físico a interação fluido-duto ocorre numa duração relativamente curta, com o fluxo passando logo pelo duto. Nas simulações numéricas, o fluido teve um tempo um pouco mais longo para se desenvolver ao redor do duto, o que por sua vez resulta em uma maior área de contato, e, portanto, maiores forças de arrasto.

Desse modo, nesse estudo, além do coeficiente de arrasto C_d , para fins de comparação, serão também calculados os coeficientes C_{d-l} e $C_{d-l'}$ sugeridos por Zakery et al. (2008, 2009).

Com relação à estimativa do impacto em dutos submarinos, esta geralmente é feita observando-se princípios geotécnicos e hidrodinâmicos, podendo ser interpretados independentemente ou em conjunto (Quian et. al., 2020; Guo et. al., 2019; Liu, Tian e Yi, 2015; Sahdi et. al., 2014; Randolph e White, 2012; Zakery et al., 2012; Zakery et al., 2008). Uma interpretação conjunta das diferentes abordagens é interessante pois leva em consideração tanto a resistência do solo como também as forças inerciais exercidas pelo fluido em movimento. Assim, o impacto normal ao duto, F_n , pode ser estimado pela equação (10):

$$F_n = C_d \left(\frac{1}{2} \rho v^2 \right) \cdot A + N_H \cdot S_{u-op} \cdot A \quad (10)$$

Em que a primeira parcela da equação representa as forças hidrodinâmicas e a segunda parcela as forças exercidas pelo solo. Assim, C_d é o coeficiente de arrasto, ρ é a densidade do material, v a velocidade do fluxo, A é a área da seção transversal do duto

que recebe o impacto, N_H é fator de resistência (bearing factor) e S_{u-op} é a resistência não drenada operativa.

Entretanto, ao estimar o impacto em dutos considerando ambas abordagens, Sahdi et al. (2014) mostraram que quando $Re_{n\tilde{a}o-Newtoniano} > 3$ as forças no duto são predominantemente hidrodinâmicas. Além disso, Dutta e Hawlader (2018) constataram que a componente geotécnica predomina somente quando $Re_{n\tilde{a}o-Newtoniano} < 0,5$. Logo, em situações que apresentam misturas de baixa resistência e com $Re_{n\tilde{a}o-Newtoniano}$ superiores a 3, estimar o impacto através de uma análise puramente hidrodinâmica deve ser suficiente. Assim, a estimativa da força de impacto pode ser obtida por:

$$Fn = C_d \left(\frac{1}{2} \rho v^2 \right) \cdot A \quad (11)$$

2.5 Mecanismos de fluxo na interação solo-duto

Verificar o comportamento de escorregamentos submarinos após se chocarem com dutos também são relevantes para análise de todo o panorama que envolve esses fenômenos. O posicionamento do duto diante do impacto e seu contato ou não com a superfície marinha influenciam nas forças recebidas pelo próprio duto e também nas novas linhas de fluxo formadas após o impacto.

Imediatamente após o contato da massa fluida com um objeto, nesse caso um tubo cilíndrico, há uma perda brusca de energia cinética de parte da camada que envolve a curvatura do tubo. Essa perda de energia leva o fluido a separar-se (Sahdi et al. 2019).

No caso de fluidos Newtonianos, há diversos estudos que mostram que para baixos números de Reynolds ($Re \leq 5$), as linhas de fluxo contornam o duto e continuam constantes, levando-as a unirem-se novamente. Nos casos em que $5 < Re < 40$, esta separação leva a formação de vórtices simétricas formando um fluxo de recirculação na traseira do duto. Já para os fluxos cujo $Re \geq 40$, os vórtices formados comportam-se de maneira instável, levando a formação de forças que podem provocar a elevação e oscilação da tubulação (Panton, 2013; Patnana et al., 2009; Bharti et al., 2006; Sumer et al., 2006).

Sahdi et al. (2019) utilizaram esses princípios observados em fluidos Newtonianos para estudar, especificamente, os mecanismos de fluxo envolvendo deslizamentos de solos argilosos (fluido não newtoniano) ao se chocarem com um duto submarino. Nesta análise, ele observou que o comportamento do fluxo na interação deslizamento-duto era similar ao de fluidos Newtonianos, entretanto, a formação dos vórtices iniciava-se em $Re_{\text{não-Newtoniano}} > 10$ e o comportamento passava a ser desordenado a partir de $Re_{\text{não-Newtoniano}} = 50$. Além disso, o autor cita que o par de vórtices simétricas formados quando $10 \leq Re_{\text{não-Newtoniano}} < 50$ também levam a formação de forças de levantamento e oscilação do duto. Um esquema ilustrando esses diferentes comportamentos são apresentados na figura abaixo.

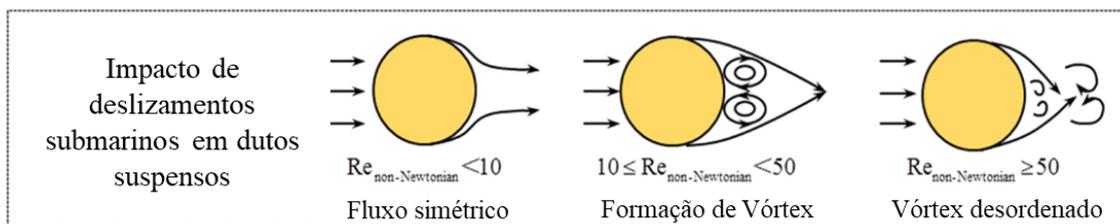


Figura 10. Comportamento do fluxo pós-impacto para fluido não-Newtoniano (Guo et. al 2019).

2.5 Modelagem centrífuga

A modelagem centrífuga consiste em uma excelente ferramenta para estudo no campo da engenharia geotécnica, uma vez que possibilita uma análise em escala reduzida de problemas reais utilizando o próprio solo como material.

A modelagem parte do princípio de que o nível de tensões atuantes em uma profundidade h_m será a mesma que a uma profundidade h_p no protótipo, onde $h_p = N \cdot h_m$. Portanto, para que seja obtida esta equivalência de tensões, as dimensões lineares do modelo devem ser reduzidas por um fator N , e o mesmo ser acelerado N vezes a gravidade. Tal relação pode ser observada na Figura 11.

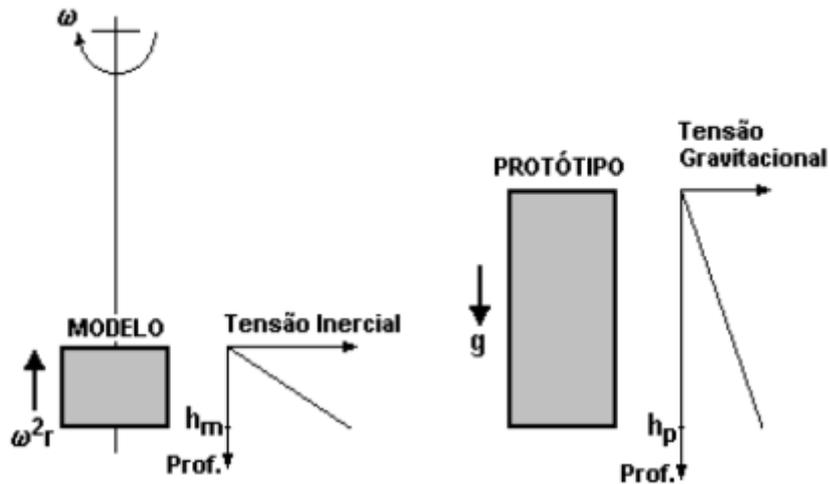


Figura 11 Correspondência entre a tensão inercial em um modelo e a tensão gravitacional no protótipo (Taylor, 1995)

Considerando que um protótipo está em equilíbrio sob o campo gravitacional da terra, g , um modelo reduzido, sujeito a ação de uma centrífuga de raio R , estará em equilíbrio em um campo de aceleração Rw^2 , onde w é a velocidade de rotação em que o modelo está submetido. Logo, a aceleração aplicada num modelo é equivalente a N vezes a aceleração da gravidade, sendo dado por:

$$Ng = Rw^2 \quad (12)$$

2.4.1 Leis de escala utilizadas no estudo

A relação entre tensão e deformação dos solos é conhecida por ser não linear, sendo assim, se o comportamento tensão x deformação não for adequadamente modelado, o modelo reduzido pode não representar seu protótipo. Taylor (1995) comenta que o modelo em escala reduzida exerce apenas uma pequena parte de tensões em comparação com as tensões exercidas pelo protótipo N vezes maiores.

Para manter a similaridade de tensões do modelo e protótipo, Barker (1998) resumiu alguns princípios descritos por Taylor (1995), que devem ser considerados para modelagem centrífuga:

- Se um modelo é produzido com um solo de propriedades idênticas ao protótipo e geometria $1/N$ e se o mesmo tem seu peso próprio aumentado

N vezes devido a aceleração centrífuga, então a tensão inicial em um ponto correspondente será a mesma tanto no modelo quanto no protótipo, desde que as condições de contorno sejam similares;

- Se o incremento de tensões for unicamente determinado pelo incremento de deformações, o campo de deformações do modelo será igual ao do protótipo. Isso leva à lei de escala para os deslocamentos, sendo: o deslocamento do modelo igual a $1/N$ do deslocamento do protótipo;
- Se a distribuição do excesso de poropressão do modelo for igual ao do protótipo, então toda pressão primária provenientes de fluxos de água e consolidação serão modeladas considerando que ocorrerão N^2 vezes mais rápidas que no protótipo, se considerados os mesmos fluidos.

A tabela abaixo mostra as relações de escala entre modelo e protótipo consideradas na modelagem centrífuga de corridas de fluxo submarino. Essas proporções foram utilizadas

Tabela 1. Leis de escala dos principais parâmetros utilizados em estudos de deslizamentos submarinos

Parâmetro	Protótipo	Modelo
Aceleração devido a gravidade	1	N
Altura	h	h/N
Alcance (distância runout)	L	L/N
Densidade do fluxo	ρ	ρ
Densidade da água	ρ_w	ρ_w
Poropressão	P	P
Velocidade do fluxo	v	v
Tensão de cisalhamento	τ	τ
Viscosidade	μ	μ/N
Força	F	F/N^2

Em estudos realizados por Gue (2012) sobre modelagem centrífuga de deslizamentos submarinos, o autor sugeriu novas correlações entre modelo e protótipo no que se trata da velocidade do fluxo (v) e seu alcance (L), sendo para este último, a escala do modelo L/N^3 vezes o protótipo L, o que convencionalmente seria L/N . Porém, entre

algumas de suas premissas, Gue considerou todo tipo de fluido como newtoniano e a viscosidade como a mesma entre modelo e protótipo, logo, essas considerações incipientes foram muito generalizadas, principalmente no que refere ao fluido como Newtoniano, o que fez com que a parcela da resistência referente a tensão de escoamento fosse desprezada.

2.6 Intepretação de ensaios *T-bar* em solos moles em centrífuga

O penetrômetro cilíndrico *T-bar* foi desenvolvido para uso em centrífuga geotécnica buscando-se obter a resistência não drenada de solos moles (Stewart e Randolph 1991). Neste tipo de ensaio, a determinação correta da resistência de solos inferiores a 1kPa é dificultada principalmente pelo efeito de flutuabilidade do solo q_b , pelo peso próprio do penetrômetro q_w e por possíveis efeitos de pressão lateral onde são fixados os o *strain gauges* q_L (White et al., 2010). Essas componentes citadas por White são também comentadas por Sahdi et al 2014 e encontram-se ilustradas na Figura 12.

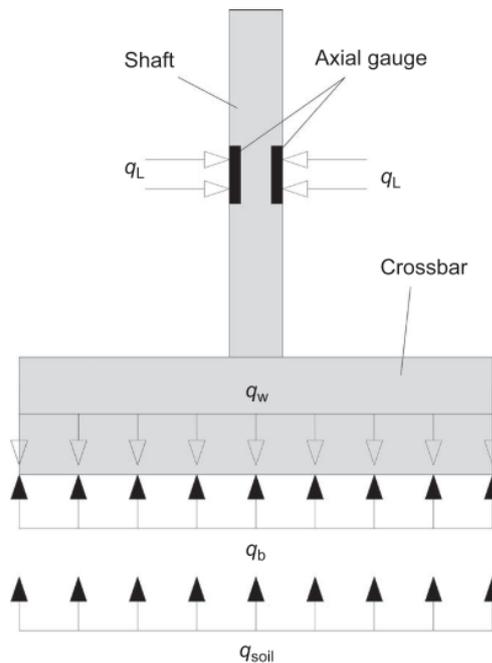


Figura 12. Componente de tensões que agem sobre o t-bar (Sahdi et. al 2014).

À medida que a barra entra no solo – que é mais denso que a água- um acréscimo repentino de resistência, q_{t-bar} , é evidenciado no primeiro diâmetro de cravação. Isso ocorre devido a “força de flutuabilidade”, ou seja, forças hidrostáticas que aumentam nos primeiros momentos até se tornar constante. Entretanto, esse efeito é atenuado pelo

aumento do peso próprio da barra, pois à medida que ela é movida para um raio maior, passa a experimentar uma aceleração mais alta, logo, seu peso aumenta. Ademais, com relação a pressão lateral na região dos sensores, esse acréscimo de cargas de tração pode ser atribuído ao efeito gerado pela mudança na relação entre deformação lateral e longitudinal (*Poisson ratio effect*). A atuação desses efeitos é mostrada na Figura 13.

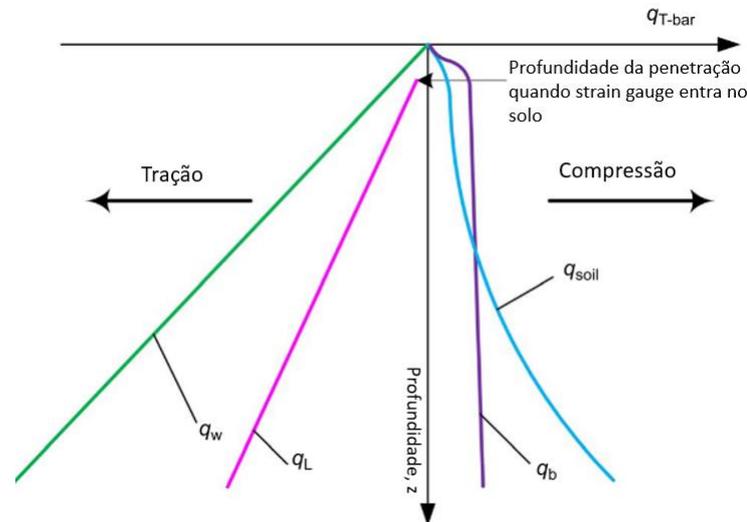


Figura 13. Fatores que afetam a resistência do *t-bar* em amostras pouco consolidadas (Sahdi et al., 2014)

Os efeitos supracitados são difíceis de serem separadamente quantificados, porém, a sua ação conjunta pode ser visualizada em ensaios com esse tipo de problema. Nesses casos, o perfil de resistência muda de um estado de compressão para um estado de tração.

Uma correção baseada na execução cíclica de ensaios T-bar para este problema é sugerida por Sahdi et al. 2014. Neste trabalho, a metodologia era focada na interpretação de ensaios *t-bar* em amostras de solos muito moles (0,1-2kPa) centrifugadas. Para isso, 81 ensaios de T-bar cíclicos foram executados e os resultados foram comparados com as do programa de elementos finitos MinTaCo, o qual mostrou-se de acordo.

A utilização dos ciclos de penetração e extração do T-bar para correção dos efeitos mencionados já tinha sido recomendada anteriormente (Randolph et al. 2007) e é geralmente empregada em solos muito consolidados. Entretanto, em amostras pouco consolidadas, mesmo após a realização dos ciclos a resposta do T-bar se mantém assimétrica, principalmente em pequenas profundidades. Assim, para esses casos foi sugerida a criação de um simples offset corretivo, paralelo as linhas de descida e subida do T-bar. A linha corretiva em vermelho é mostrada na Figura 14.

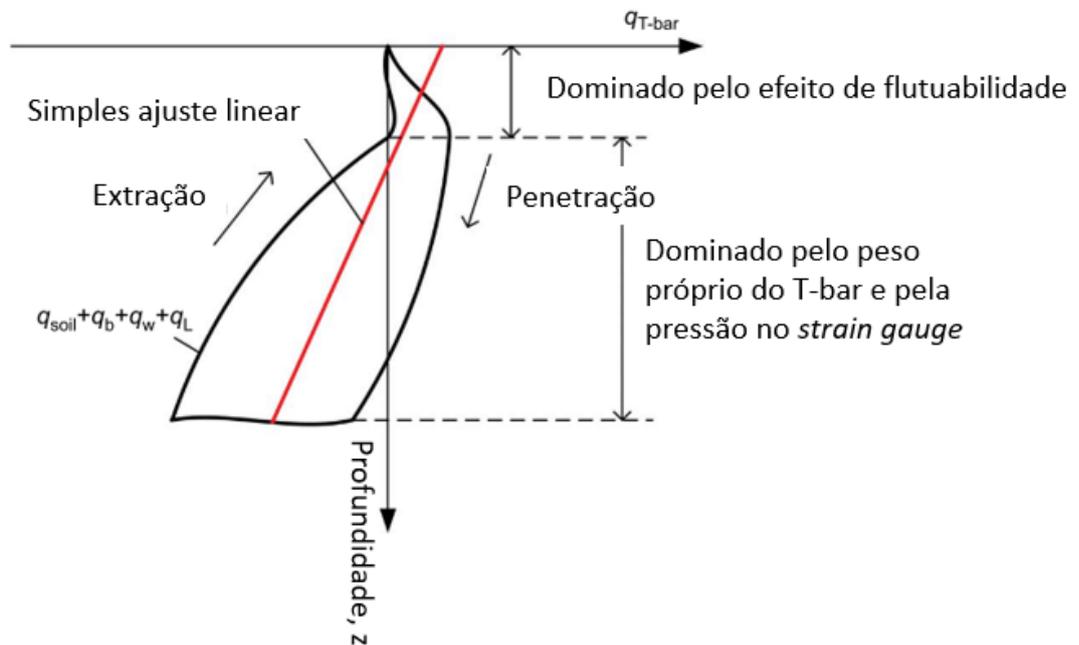


Figura 14. Resistência resultante $q_{T\text{-bar}}$ em amostras de solos pouco consolidados. (Sahdi et. al 2014)

Sabendo ainda que q_b , q_w e q_L agem sempre na mesma direção, independentemente do movimento do t-bar (extração ou penetração), e considerando uma resposta simétrica do solo (tomando a linha vermelha como novo eixo “y”, passa a ser simétrico), a componente q_{soil} é a única que age sempre opostamente a movimentação do t-bar.

Portanto, como os ensaios realizados na elaboração deste trabalho apresentaram exatamente esse tipo de comportamento, para determinação de uma resistência não drenada de referência, foi necessária a aplicação

2.7 Modelagem centrífuga de deslizamentos com impacto em duto

Na literatura referente ao estudo de deslizamentos submarinos e impactos em dutos, há pesquisas relevantes. Um resumo dos principais trabalhos é abordado a seguir:

2.7.1 Deslizamentos submarinos

Gue (2012) utilizou uma centrífuga de tambor para simular deslizamentos com o propósito de compreender as leis de escala envolvidas na simulação de fluxos

submarinos. O autor propôs leis de escalas para fluxos diferentes das leis convencionais, sugerindo que a velocidade de um protótipo é N vezes a do modelo, levando a um alcance de fluxo de um protótipo N^3 vezes maior que em um modelo. Além disso, o autor realizou a modelagem numérica do modelo. Essas relações sugeridas pelo autor não estão geralmente presentes em estudos mais recentes desse assunto pois algumas considerações feitas, como por exemplo a adoção da lama como um fluido Newtoniano (desprezando a parcela referente a tensão de escoamento) sugeriu a possibilidade de algumas inconsistências que precisam ser aprimoradas.

Motta (2016) executou testes submetidos a diferentes campos de gravidade visando observar o comportamento dos deslizamentos submarinos. O autor também executou testes t-bar com o intuito de estudar uma possível correlação da ocorrência do fenômeno de hidroplanagem com a resistência não drenada, que foi variada através da adoção de diferentes teores de umidade. Ficou constatado nesse estudo de que não há correlações diretas do parâmetro citado com a ocorrência de hidroplanagem.

Acosta et. al (2017) avaliou a ocorrência do fenômeno de hidroplanagem em misturas com diferentes teores de umidade. As simulações foram realizadas em uma centrífuga geotécnica submetendo o modelo a uma aceleração de 40 vezes a gravidade da Terra. As análises dos autores foram baseadas em medições de tensões totais e pressão de poros em diferentes pontos do modelo. Além disso, imagens de vídeo e parâmetros como o número densimétrico de Froude também foram utilizados para avaliar se o fenômeno de hidroplanagem ocorreu efetivamente nos testes realizados.

Yin et al. (2018) realizou estudos centrífugos a fim de compreender as distâncias *run out* de deslizamentos altamente coesivos. Uma correlação linear entre a distância *run out* e o teor de umidade foi sugerida, no entanto, foi também mostrado que a partir de um certo teor de umidade, essa relação deixa de ser linear devido a ocorrência do fenômeno de hidroplanagem, principal fator que desencadeador de longas distâncias *run out*.

Pelissaro (2018) estudou o perfil de velocidades de deslizamentos simulados a uma aceleração de 40 vezes a gravidade. Para isso, ensaios com diferentes teores de umidades e diferentes pressões de lançamento foram executados. A análise do perfil de velocidades dos fluxos foi feita através do uso da técnica de velocimetria por imagem de

partículas, que permitiu a observação de ocorrência do fenômeno de hidroplanagem nas diferentes condições.

Hotta (2019) fez uma série de estudos dos fenômenos de aquaplanagem e correntes de turbidez em fluxos de detritos submarinos, simulados em uma centrífuga de tambor. Diversas misturas foram utilizadas para melhor entendimento dos fenômenos através de uma análise dos números de Reynolds e de Froude. Um estudo reológico das misturas foi feito e um modelo tendo o índice de liquidez como única variável foi proposto. Em complementação, análises numéricas foram feitas. O trabalho tornou possível o entendimento dos mecanismos que provocam a aquaplanagem e as correntes de turbidez geradas nas simulações.

2.7.2 Impacto de deslizamentos submarinos em dutos

Zakery et. al. (2012) simularam uma série de experimentos em centrífuga geotécnica para determinar as forças de arrasto exercidas por blocos de argila deslizante. Neste estudo, observou-se que além de forças inerciais, há também uma parcela das forças de arrasto que devem ser atribuídas à resistência não drenada do solo.

Sahdi et al. (2014) efetuaram experimentos a uma aceleração de 40 vezes a gravidade que consistiam em arrastar um duto em diferentes velocidades através de um solo de grãos finos e em variados graus de consolidação. Uma abordagem híbrida da resistência horizontal ao arrasto, combinando componentes geotécnicos e componentes da mecânica dos fluidos, foi desenvolvida. Essa abordagem fornece um método aprimorado para vincular a densidade e a resistência do material deslizante à força aplicada no duto.

Santos (2018) realizou uma série de testes em uma centrífuga de viga para relacionar as forças de arrasto no duto com diferentes taxas de sua exposição ao deslizamento. Os testes mostraram que o coeficiente de arrasto é diretamente influenciado pelo diâmetro exposto do duto. Além disso, foram realizadas análises de ocorrência do fenômeno de hidroplanagem nos escorregamentos simulados.

CAPÍTULO III – MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Centrífuga Geotécnica da UENF

A modelagem física foi feita na centrífuga geotécnica da Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro, localizada na cidade de Campos dos Goytacazes – RJ (Figura 15). Esse equipamento foi projetado e fabricado em 1995 pela *Wyle Laboratories Scientific Services e System Group*. Sua estrutura possui um raio de 3,8m de comprimento, de modelo de cesto duplo, tendo em seu centro um acoplamento em eixo girante. Possui carga útil de 1000 quilogramas, com uma velocidade máxima de 227 rotações por minuto, podendo gerar um campo gravitacional de até 100 vezes o valor da gravidade.



Figura 15. Centrífuga de viga da UENF com o container do ensaio à esquerda e container de contrabalanceamento à direita.

As plataformas basculantes, onde ficam as caixas testes (containers), têm a dimensão de 0,9 m (largura), 0,9 m (comprimento) e 1 m (altura) cada uma, tamanho suficiente para que protótipos de estruturas geotécnicas possam ser modelados com uma maior representatividade. O braço da centrífuga é apoiado sobre uma estrutura cônica, que é uma interface entre o motor e o eixo principal de movimentação do braço da centrífuga. Além de apoiar o braço, o pedestal também oferece suporte ao eixo de transmissão, sendo este conectado ao pedestal através de um mancal, que transmite os

esforços induzidos à fundação. Maiores detalhes podem ser encontrados no manual do equipamento.

A operação do equipamento é feita na sala de controle da centrífuga e todo e a aquisição de dados e de imagens é feito via wireless (Figura 16).



Figura 16. Central de controle da centrífuga.

Cabe ressaltar que em continuação ao trabalho de Santos (2018) realizado na centrífuga, o modelo será submetido a uma rotação equivalente a 56 vezes a gravidade.

3.2 Modelo

3.2.1 Container

Os ensaios executados na centrífuga são realizados em containers projetados para suportar cargas elevadas. As dimensões do container utilizado nesse projeto são indicadas na Figura 17.

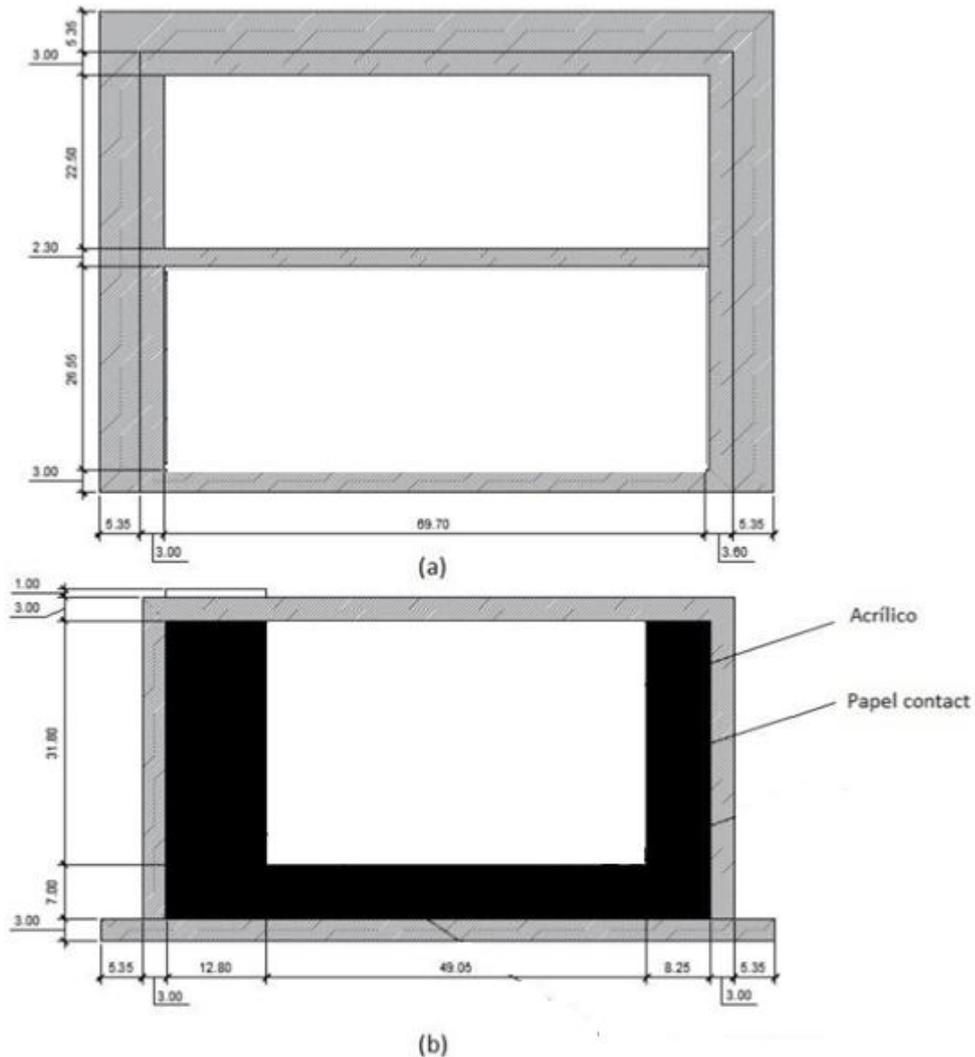


Figura 17. Dimensões do container utilizado nos ensaios. (a) Vista superior; (b) Vista frontal. (Adaptado de Santos, 2018)

Para contrabalanceamento da carga de todo o modelo, outro container foi posicionado no braço oposto da centrífuga, sendo ainda adicionadas anilhas até a equiparação das massas de ambos os braços. A Figura 15 mostra os containers posicionados sobre os cestos.

3.2.2 Duto

O deslizamento ocorrido durante cada ensaio foi direcionado para se chocar com um duto de alumínio posicionado ao fim da rampa. Essa tubulação possui as seguintes dimensões: $0,2477m$ de comprimento, $0,0255m$ de diâmetro externo e $1,9 \times 10^{-3}m$ de espessura, o que corresponde a um protótipo de $9,90m$ de comprimento, $1,02m$ de comprimento e $0,076m$ de espessura.

O duto foi fixado por duas hastes suspensas (0,01588m de diâmetro) com suas extremidades engastadas na parte superior do container. O detalhe do duto posicionado ao fim da rampa e suas dimensões podem ser observados na Figura 18.

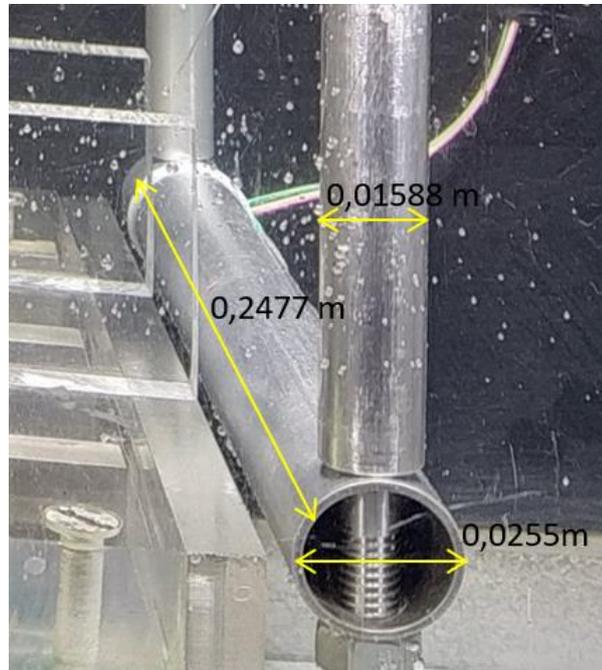


Figura 18. Detalhe do duto montado ao fim da rampa.

3.2.3 Superfície de deslizamento

Para que a velocidade de escoamento fosse diferente em cada teste, a rampa de deslizamento foi preparada com rugosidades diferentes. Isso permitiu que o estudo fosse feito sem a necessidade de modificar as propriedades e volume de material envolvido.

Primeiramente, o ensaio foi realizado utilizando-se a base de acrílico como referência. Posteriormente, foram colocados abrasivos (lixa) com diferentes rugosidades na rampa (Figura 19 a, b e d). Uma relação entre o material/lixa, diâmetro dos grãos e rugosidade média dos ensaios encontram-se na Tabela 2.

Tabela 2. Características da base de deslizamento dos ensaios.

Ensaio	Material da base	Rugosidade média (μm)	Diâmetro dos grãos (mm)
1	Acrílico	0,13	-
2	Lixa grão 36	30,42	0,53
3	Lixa grão 80	15,50	0,20
4	Acrílico. Lubrificado	0,13(lubrificada)	-
5	Lixa Grão 16	85,22	1,32

Além das lixas, buscando aumentar a velocidade de impacto, foi executado também um ensaio lubrificando a base da rampa com vaselina (Figura 19c).

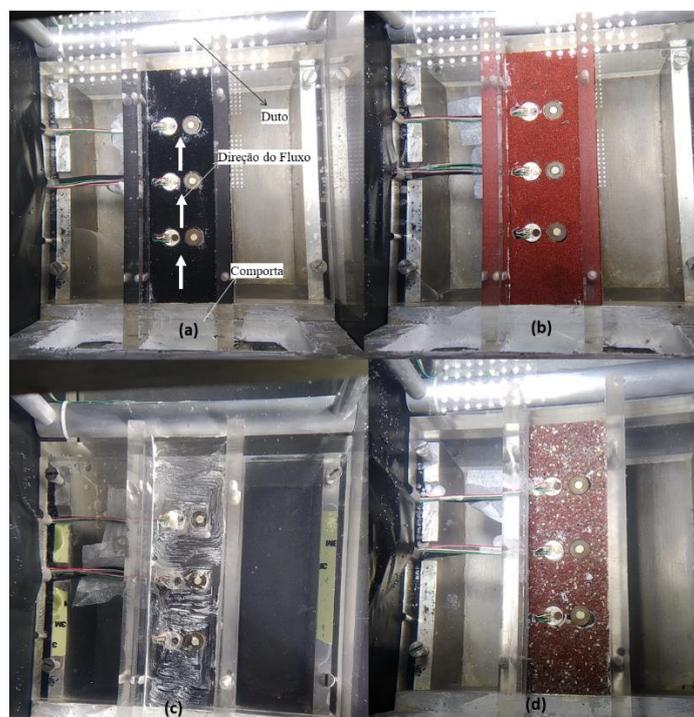


Figura 19. Bases de escorregamento dos ensaios. (a) Ensaio 2; (b) Ensaio 3; (c) Ensaio 4; (d) Ensaio 5.

Com relação ao parâmetro de rugosidade média, foram realizadas análises com um microscópio confocal a laser da Olympus (Figura 20) que fornecia valores de diversos parâmetros de rugosidade. Diversos pontos foram analisados em todas as lixas e por se tratarem de materiais com controle de granulometria, os valores das rugosidades eram

sempre próximos. Os relatórios gerados pela análise do microscópio encontram-se no anexo.

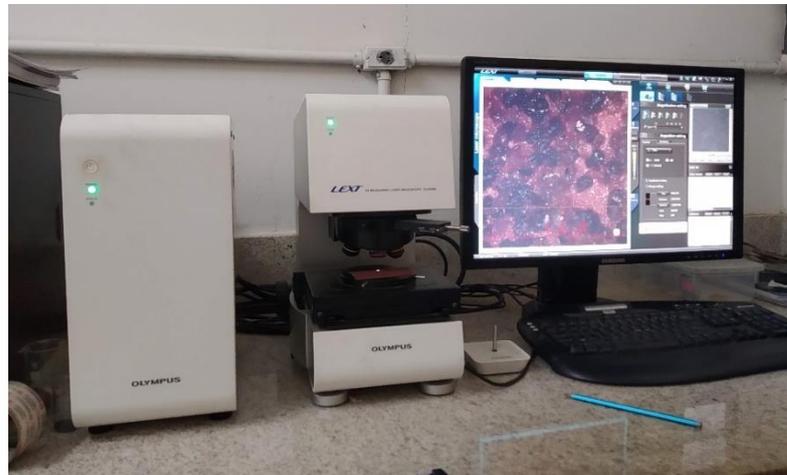


Figura 20. Microscópio confocal a laser que forneceu os parâmetros de rugosidade.

A área analisada pelo microscópio era muito pequena, desse modo, não foi possível determinar a rugosidade para a lixa do ensaio 5 pois nesse caso, o equipamento gerava a rugosidade da superfície de cada grão e não da lixa como um todo. Assim, como solução, utilizou-se um sensor de deslocamento à laser (Figura 21), que com a movimentação da lixa a uma velocidade constante, foi possível captar a linha de desníveis de toda a sua superfície. Com isso, a rugosidade média R_a foi calculada manualmente para esse caso.

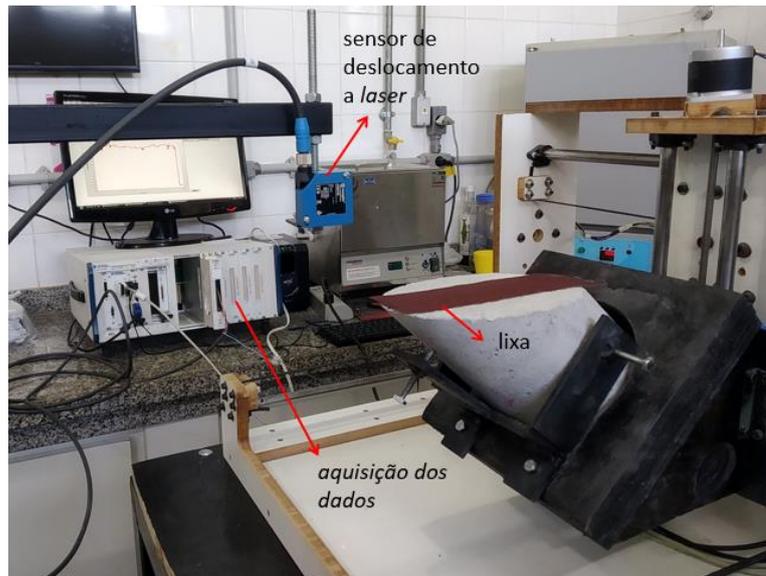


Figura 21. Análise da rugosidade para a lixa do ensaio 5 (grão 16).

O parâmetro rugosidade média consiste na média aritmética dos valores absolutos das ordenadas de afastamento dos pontos do perfil de rugosidade em relação a linha média, dentro do percurso de medição (l_m). Essa grandeza é representada pela equação (13) e demonstrada na Figura 22.

$$Ra = \frac{y_1 + y_2 \dots + y_n}{n} \quad (13)$$

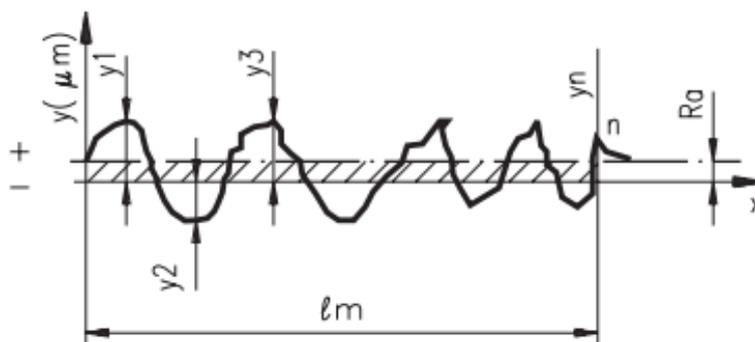


Figura 22. Determinação da rugosidade média de uma superfície.

3.2.4 Configuração geral do ensaio

Os ensaios realizados na centrífuga são representados, de maneira geral, segundo o esquema da figura abaixo.

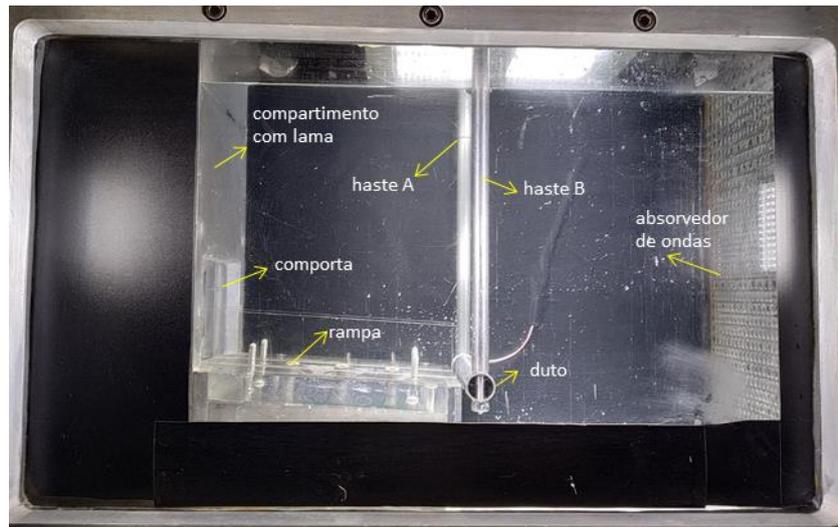


Figura 23. Configuração geral do ensaio.

Uma rampa de acrílico de inclinação suave (3 graus) foi posicionada para representar o leito marinho, fazendo a ligação entre a comporta e o duto. Buscando direcionar o deslizamento para a parte central do duto, foram posicionadas duas placas de acrílico nas laterais. O ângulo de ataque do deslizamento foi de 90 graus com relação ao eixo do duto.

Em todos os ensaios realizados o duto foi posicionado da mesma maneira, sempre ao final da rampa e com 50% de seu diâmetro exposto ao deslizamento.

Na extremidade direita, no interior do container, foi posicionado um absorvedor de ondas com a finalidade de evitar possíveis retornos de ondas ao local de ocorrência do escorregamento, o que poderia comprometer os resultados.

O compartimento de lama foi vedado por uma comporta, e para sua abertura, foi instalado um atuador hidráulico apoiado em uma viga posicionada acima do container. Esse equipamento levantava a comporta a uma velocidade de 30 mm/s possibilitando a saída de lama da caixa e o início fluxo. Na Figura 24 é possível visualizar esse atuador e todo aparato utilizado na parte exterior do container.

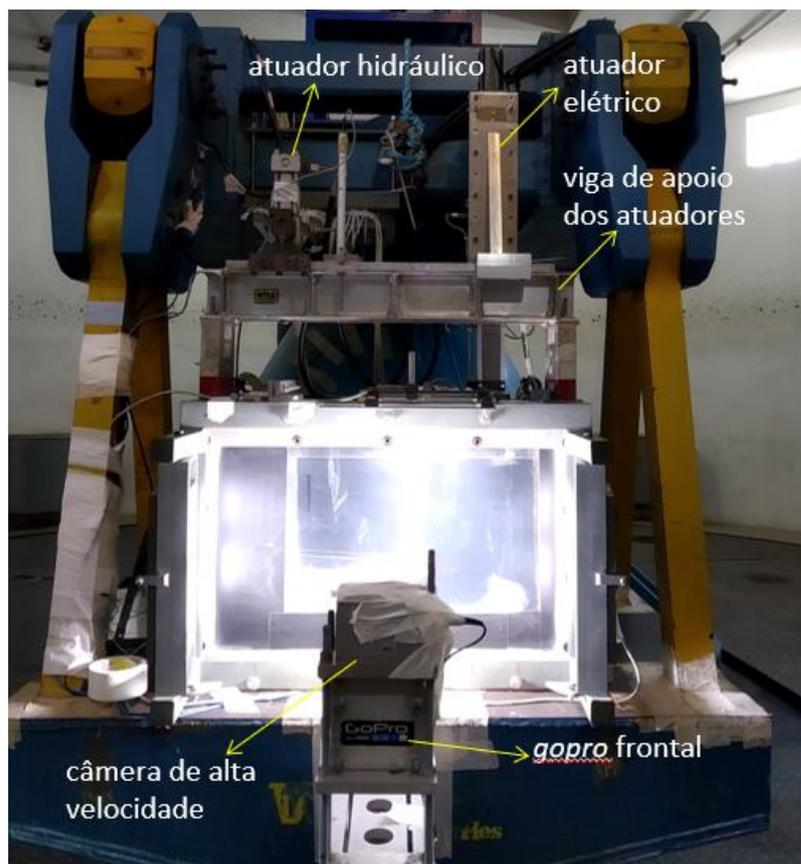


Figura 24 Equipamentos utilizados nos ensaios.

O atuador elétrico também indicado na Figura 24 foi utilizado para realização dos ensaios de T-bar .

Para aquisição das imagens frontais dos ensaios, foram instaladas duas câmeras: uma *gopro* e uma câmera de alta velocidade, modelo HiSpec2 Color da FASTEC IMAGING. A câmera de alta velocidade foi configurada para capturar 500 frames por segundo.

3.2.5 Instrumentação e calibração

Para obtenção de bons resultados, os ensaios físicos realizados em centrífuga geotécnica devem ser bem instrumentados e calibrados. Na elaboração deste trabalho foram utilizados os sensores detalhados a seguir:

- Em cada caixa de lama foi instalado um sensor de tensão total;
- Na rampa, foram posicionados três transdutores de tensão total e três de poropressão;

- As hastes foram instrumentadas com uma ponte completa de *strain gauges* cada (4 *strain gauges* compõem uma ponte completa);
- Uma célula de carga para o t-bar;
- Dois sensores de fim de curso para o t-bar;
- Ponte completa de *strain gauge* na haste do t-bar.

A Figura 25 mostra a distribuição dos transdutores de tensão total (TTT) e poropressão (TPP) já posicionados ao longo da rampa.

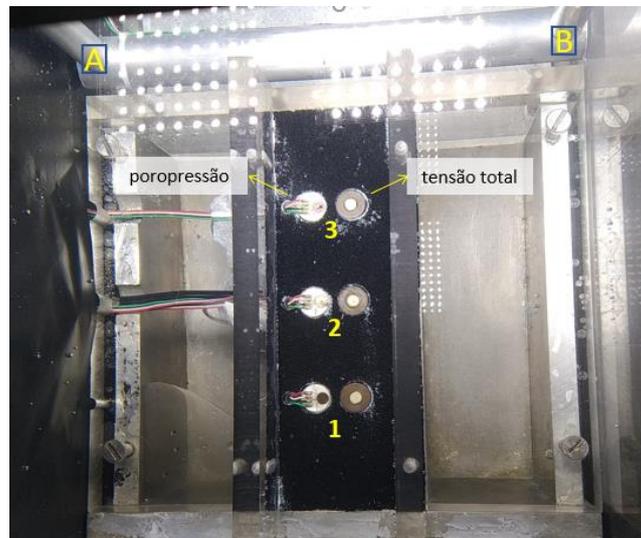


Figura 25 Posicionamento dos sensores de tensão total e poropressão na rampa.

Visando padronizar uma nomenclatura abreviada de cada instrumento utilizado neste trabalho, estes serão referidos segundo a Tabela 3. Para melhor entendimento, um esquema do posicionamento dos sensores é ilustrado na Figura 26.

Tabela 3. Indicação dos sensores utilizados no ensaio.

Abreviação	Indicação do local do sensor
TTcx1	Transdutor de tensão total da caixa 1
TTcx2	Transdutor de tensão total da caixa 2
TT1	Transdutor de tensão total na posição I
TT2	Transdutor de tensão total na posição II
TT3	Transdutor de tensão total na posição III
PP1	Transdutor de poropressão na posição I
PP2	Transdutor de poropressão na posição II </td
PP3	Transdutor de poropressão na posição III
SGA	Ponte de <i>strain gauge</i> da haste A
SGB	Ponte de <i>strain gauge</i> da haste B

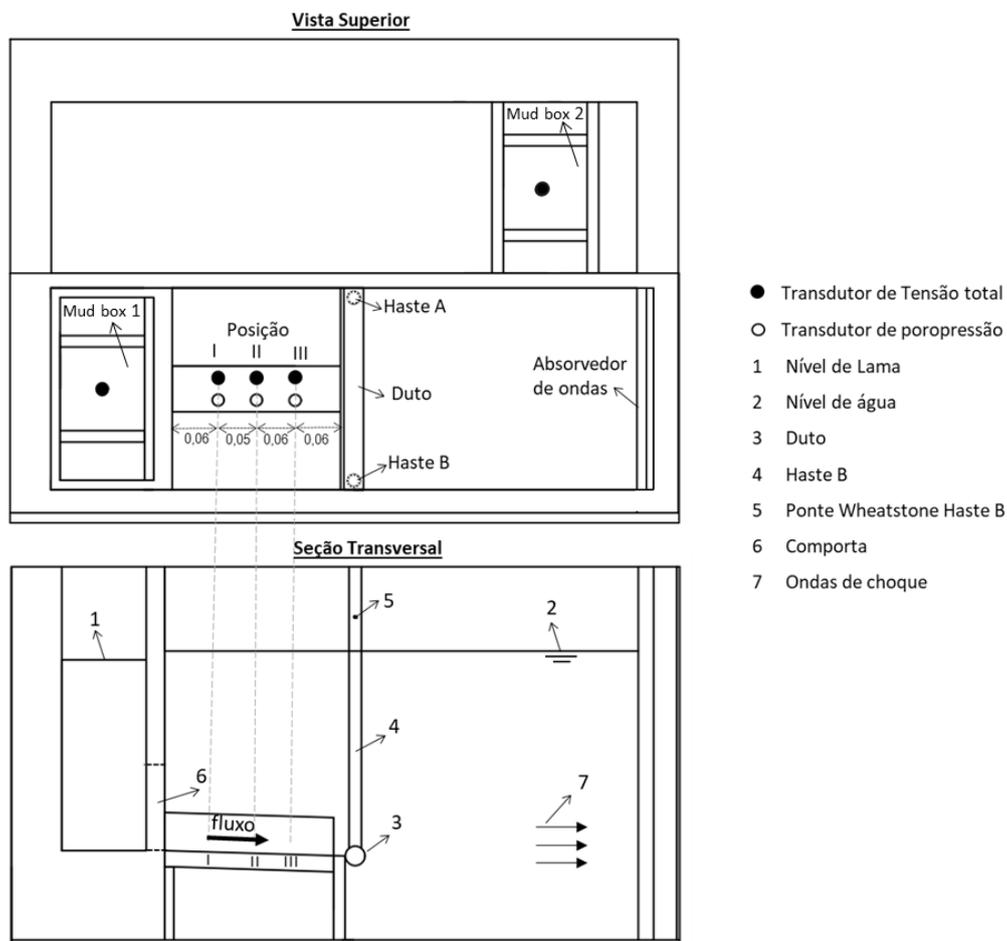


Figura 26. Esquema do posicionamento dos instrumentos.

Os sensores de tensão total e poropressão foram calibrados a 1g na interface cilíndrica da Figura 27 .Posteriormente, foram posicionados no fundo do container e a calibração em 1g foi verificada em voo, na mesma aceleração utilizada nos ensaios.

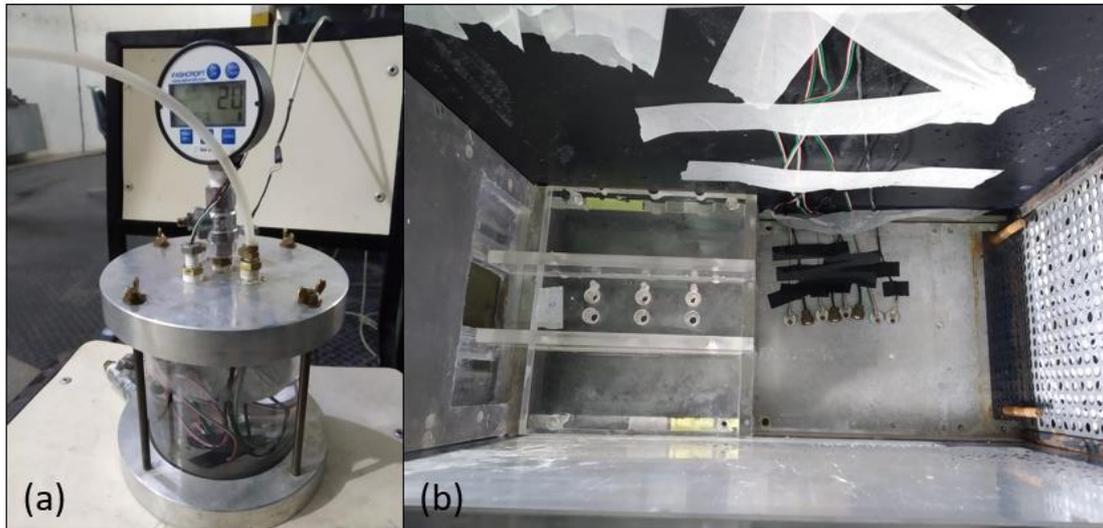


Figura 27. Calibração dos transdutores de tensão total e poropressão. (a) interface de calibração a 1g. (b) transdutores posicionados no fundo do container para verificação de calibração em voo.

As hastes foram calibradas individualmente e também com o duto montado. Uma estrutura foi confeccionada para posicionamento das anilhas. Além da obtenção da deflexão pela deformação medida nos *strain gauges*, essa grandeza foi medida por um sensor de deslocamento a laser, conforme mostrado na Figura 28. Os relatórios de calibração encontram-se no anexo do trabalho.

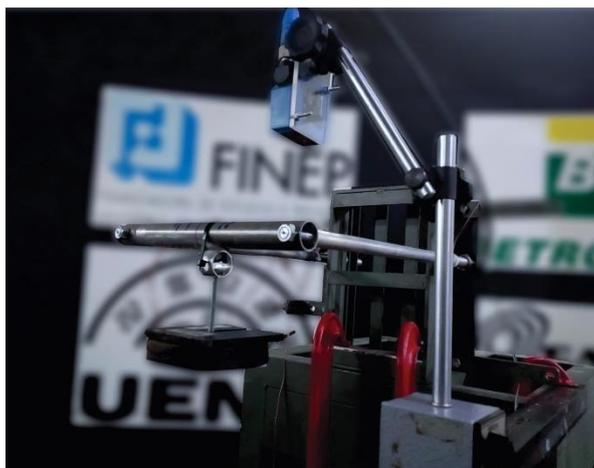


Figura 28. Calibração dos sensores das hastes.

3.3 Lama

3.3.1 Caracterização

Em continuidade aos estudos de deslizamentos realizados na centrífuga da UENF, a lama utilizada neste trabalho será uma mistura de caulim, metacaulim e água. A proporção adotada foi estudada por Melo (2010) e consiste em 60% de metacaulim e 40% de caulim. Tratando-se da umidade, foi adotado um teor de 1,5 vezes o limite de liquidez da mistura.

A caracterização da mistura foi feita em laboratório seguindo as Normas Técnicas referentes a cada ensaio.

A Figura 29 apresenta a curva granulométrica obtida cuja composição é de 1,1% de areia fina, 63,4 % de silte e 35,5% de argila. O limite de liquidez determinado foi de

45,5%.

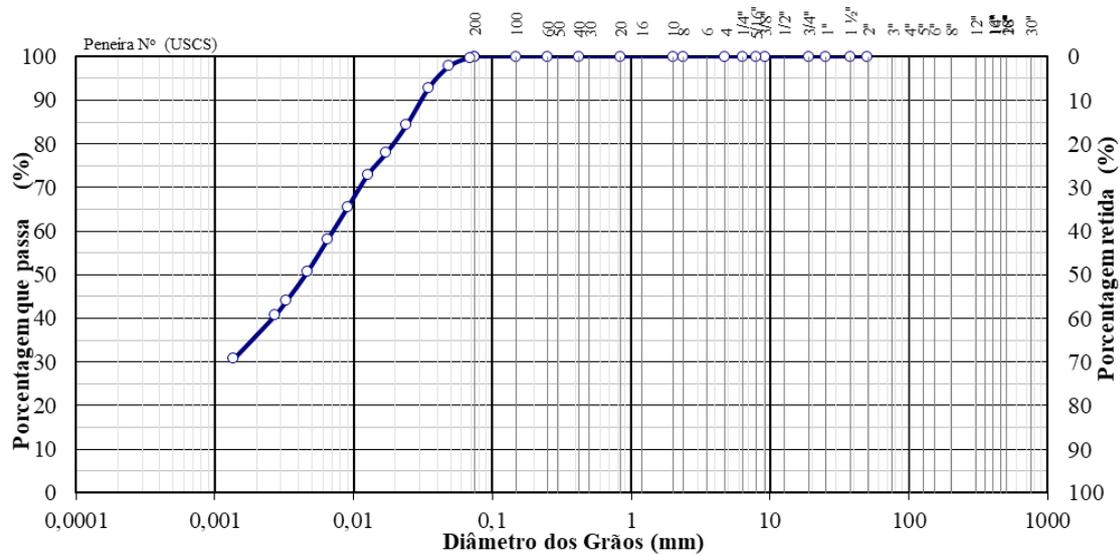


Figura 29 Curva granulométrica da mistura de 60% de metacaulim e 40% de caulim.

3.3.2 Preparação

A preparação da lama é um dos últimos procedimentos realizados antes do início do voo. A mistura de caulim e metacaulim era colocada e batida gradualmente em um recipiente com água. Após a introdução de todo material no recipiente, cronometrava-se 10 minutos misturando-o continuamente para garantir sua homogeneização (Figura 30).



Figura 30. Preparação da mistura utilizada nos ensaios.

Para garantir a semelhança entre o material deslizado e o ensaiado no T-bar, a lama utilizada em ambas as caixas de ensaios eram preparadas juntas e colocadas concomitantemente nas caixas.

3.4 Ensaio T-bar

A resistência não drenada do solo (S_u) foi obtida através da execução de ensaios T-bar com a utilização da equação (14), onde F é a força atuante no penetrômetro e N_T um fator de capacidade de carga adotado como 10,5 (Stewart e Randolph, 1991) e A_T é área longitudinal do cilindro.

$$S_u = \frac{F}{A_T \cdot N_T} \quad (14)$$

A Figura 31 mostra as dimensões da base cilíndrica a qual possui uma área longitudinal de $1,96 \times 10^{-4} \text{m}^2$.



Figura 31. Detalhe da base cilíndrica do penetrômetro.

A velocidade de penetração deve ser selecionada de modo a garantir que haja resposta não drenada do solo. Randolph e Houllsby (1984) sugeriram a equação abaixo, em que $V > 30$ representa um carregamento em condição não drenada. Nessa equação, V corresponde a velocidade normalizada; v a velocidade de penetração; d o diâmetro no penetrômetro; C_v o coeficiente de adensamento do solo em questão.

$$V = \frac{v \cdot d}{C_v} \quad (15)$$

A execução de cada T-bar foi feita momentos antes do início do deslizamento, sendo realizados em uma segunda caixa com dimensões idênticas à que continha a lama a ser liberada pela comporta.

O detalhe do penetrômetro acoplado à célula de carga é mostrado Figura 32. Para garantir a segurança e evitar disparos indesejáveis do atuador elétrico durante o voo, foram instalados sensores de fim de curso localizados na parte superior e inferior do curso de descida do T-bar.

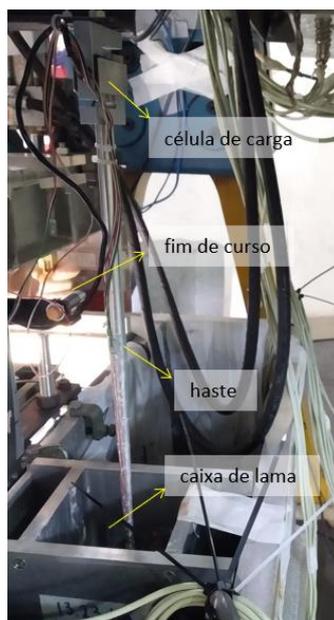


Figura 32. Composição do ensaio *t-bar*.

3.5 Execução dos ensaios

Os procedimentos para preparação dos ensaios foram os seguintes:

- A preparação do ensaio iniciava-se com a colagem da comporta 48 horas antes da execução do ensaio e a preparação da mistura seca;
- Em seguida, a rampa era posicionada no container e os transdutores de tensão total fixados na rampa e nas caixas;
- Após, o duto, já travado em uma estrutura que fica na parte superior do container, era posicionado;
- No dia do ensaio, os transdutores poropressão eram fixados na base da rampa e o container preenchido com água até a cota desejada;
- Por fim, todo o equipamento de iluminação, as câmeras, a viga de suporte e os atuadores elétrico e hidráulico eram posicionados para que assim, a lama fosse preparada e colocada nas caixas (item 3.3).

Procedimentos realizados durante voo:

- Após a verificação do funcionamento de todos os sensores e câmeras, o voo era iniciado e a centrífuga era acelerada;
- Chegando à aceleração desejada, esperava-se cerca de 60 segundos para estabilização da centrífuga e o ensaio T-bar era iniciado;
- Logo em seguida, todos os sensores eram zerados e a comporta era aberta a uma velocidade de 30 mm/s pelo atuador hidráulico, dando início ao escorregamento;
- Finalizado o escorregamento, a centrífuga era desacelerada;
- 24 horas após a execução do ensaio, eram realizadas medições da quantidade de lama contida no compartimento e ao longo da rampa.

CAPÍTULO IV – RESULTADOS

Neste capítulo encontram-se os resultados obtidos nesse estudo. Foram realizados um total de 5 simulações de deslizamentos com execução também dos testes T-bar, além de 2 testes extras para verificação da calibração dos sensores.

O primeiro ensaio de deslizamento serviu também de base para verificação de toda a instrumentação instalada no modelo, o que confirmou que todo o sistema de sensores se comportava conforme esperado.

Nos ensaios 1,2,3 e 5 observou-se uma diminuição do impacto estimado pelas hastes com o aumento da rugosidade da rampa, assim como também houve um pequeno decréscimo na velocidade média dos deslizamentos.

No ensaio 4, com a tentativa de diminuir o atrito do acrílico com a lama, lubrificou-se a rampa com vaselina, no entanto, apesar do aumento considerável da velocidade do escorregamento, ao invés do acréscimo, houve uma queda do impacto sentido pelas hastes.

Com relação à indução da gravidade, considerou-se o eixo do duto como o ponto a receber a aceleração de 56 vezes, sendo 2,995m a distância desse local até o eixo de rotação da centrífuga.

Em todos os ensaios, os sensores de tensão total posicionados no fundo das caixas indicavam uma tensão de aproximadamente 3,8 kPa o que corresponde a cerca de 215 kPa na gravidade induzida pela centrífuga.

4.1 Velocidade média e tempo dos deslizamentos

As velocidades da frente do fluxo obtidas em cada ensaio estão dispostas na Tabela 4. O trecho analisado para determinação da velocidade média foi: dos sensores de tensão total e poropressão da posição 2 (TT2 e PP2) até o próximo par de sensores (TT3

e PP3), consistindo em uma distância de 5cm. Optou-se por esse trecho, pois próximo a comporta o fluxo se comportava de maneira turbulenta e aleatória, dificultando a interpretação correta da variação do tempo. A obtenção da velocidade foi feita através da observação desses sensores, que colhiam 3 mil amostras por segundo durante o deslizamento.

Tabela 4. Velocidade frontal média em cada ensaio.

Ensaio	Δs (m)	Δt (s)	v_m (m/s)
1	0,05	0,035	1,429
2	0,05	0,046	1,090
3	0,05	0,044	1,142
4	0,05	0,023	2,210
5	0,05	0,051	0,984

Com relação ao ensaio 4, feito com a base lubrificada, observou-se um aumento considerável de velocidade.

4.2 Impacto sentido pelos sensores das hastes

A Tabela 5 apresenta a força máxima de impacto sentido pelas hastes do modelo F_m , assim como o impacto estimado para um protótipo F_p , determinado através das leis de escala. As curvas que representam esses impactos são mostradas na Figura 33.

Tabela 5. Impacto estimado pelos sensores.

Ensaio	F_m (N)			F_p (N)
	Haste A	Haste B	Total	
1	4,142	3,782	7,924	24850,993
2	2,782	2,532	5,314	16665,619
3	3,062	2,862	5,924	18578,596
4	1,924	1,816	3,740	11729,209
5	2,602	2,355	4,957	15543,915

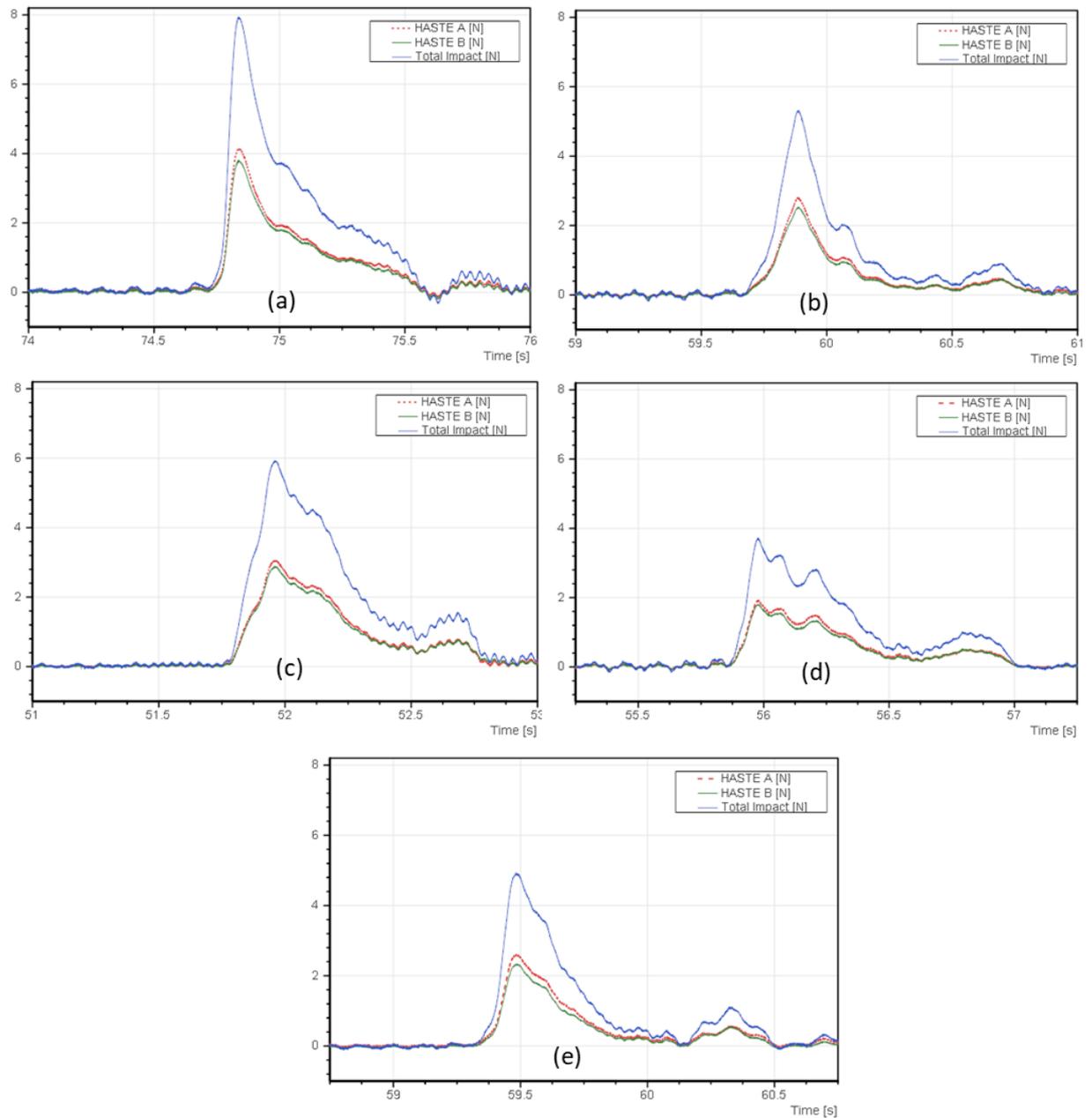


Figura 33. Impacto sentido pelos sensores das hastes A e B e impacto total; (a) Ensaio 1; (b) Ensaio 2; (c) Ensaio 3; (d) Ensaio 4; (e) Ensaio 5.

Em todos os ensaios foi observado um pico de impacto representando a força máxima sentida pelos sensores. Entretanto, no Ensaio 4 (Figura 33 d) esse pico foi seguido de outros dois picos de impacto. Isso sugere que a lubrificação da rampa induziu o deslizamento a uma velocidade muito alta logo no início da abertura da comporta. Assim, o material foi sendo liberado aos poucos à medida que a comporta abria. Isso também explica o fato de o impacto ter sido inferior aos demais

4.3 Imagens

Nas imagens obtidas, somente o primeiro e o último ensaio registraram gravações pela câmera de alta velocidade. Nos experimentos 2,3 e 4, houve perda de conexão com essa câmera. A *gopro*, também instalada na parte frontal do modelo conseguiu capturar os deslizamentos 3 e 4, porém com um quadro diferente. A câmera de alta velocidade foi configurada para capturar 500 *frames* por segundo e a velocidade de reprodução padrão escolhida foi de 15 *frames* a cada segundo. Uma sequência dos frames capturados dos Ensaio 1 e 5 são mostrados a seguir, respectivamente.

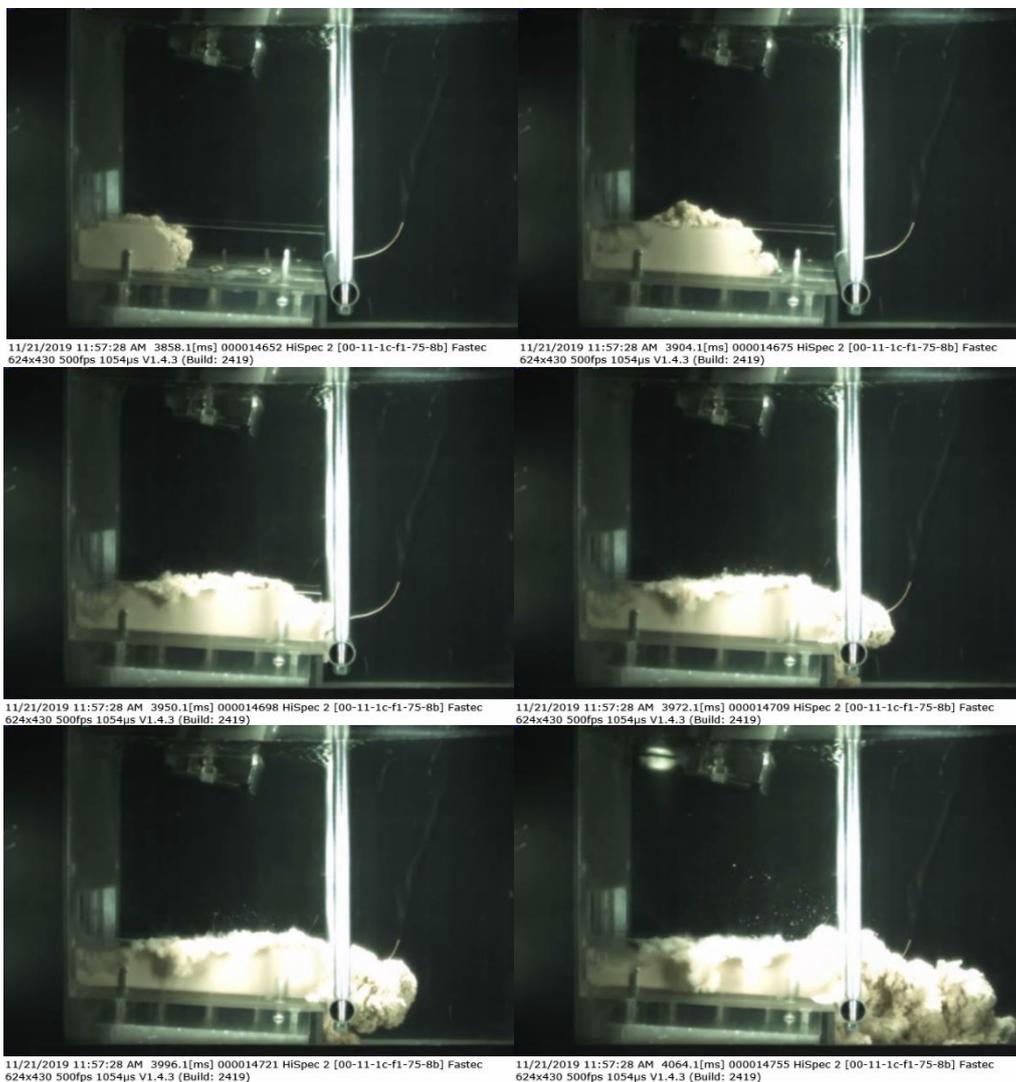


Figura 34 Sequência de imagens da câmera de alta velocidade no Ensaio 1

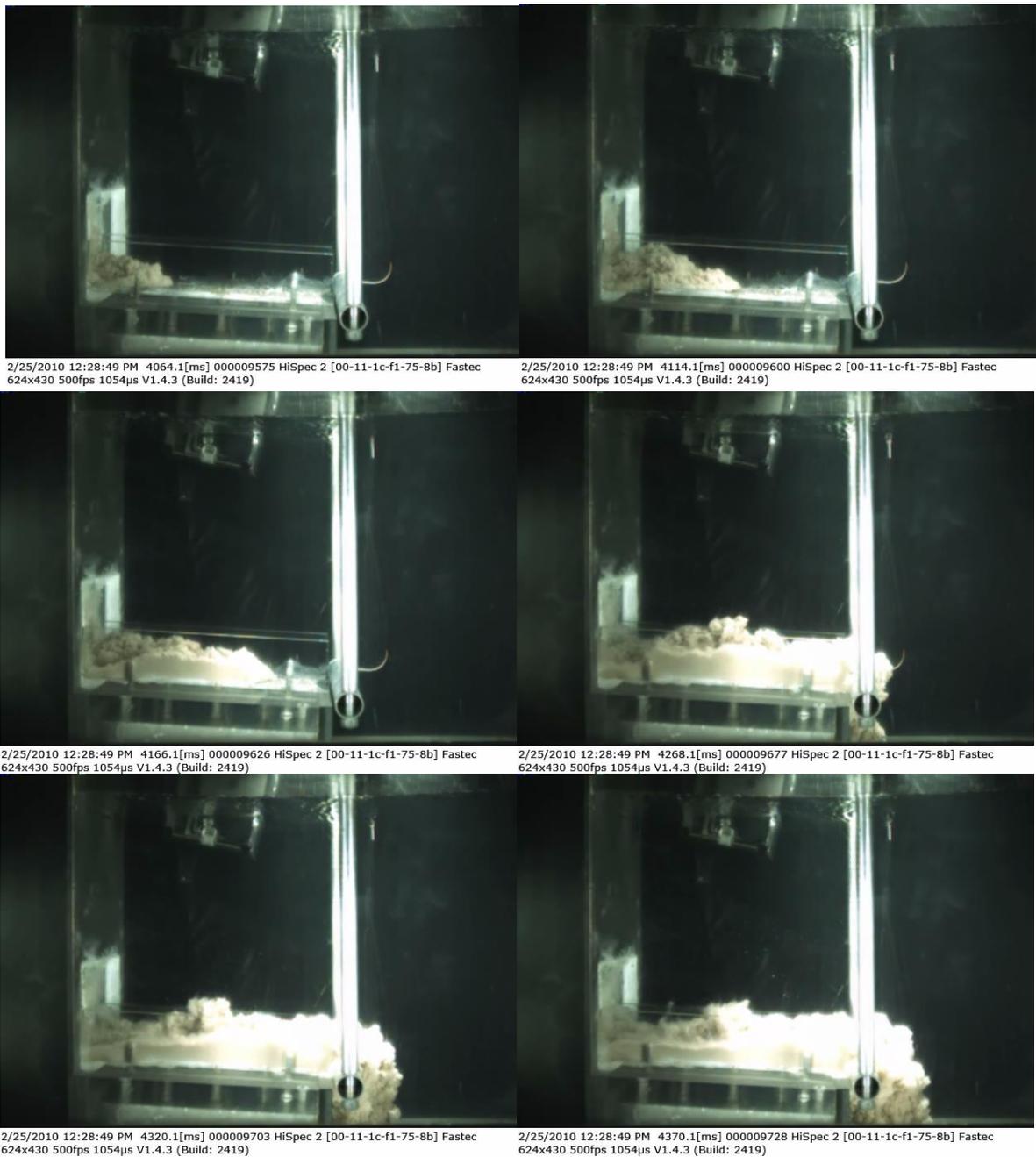


Figura 35. Sequência de imagens da câmera de alta velocidade no Ensaio 5.

4.4 T-bar

Os perfis de resistência não drenada não corrigidos para os ensaios 2, 3 e 4, são mostrados na Figura 36. Os ensaios 1 e 5 apresentaram problemas e foram descartados.

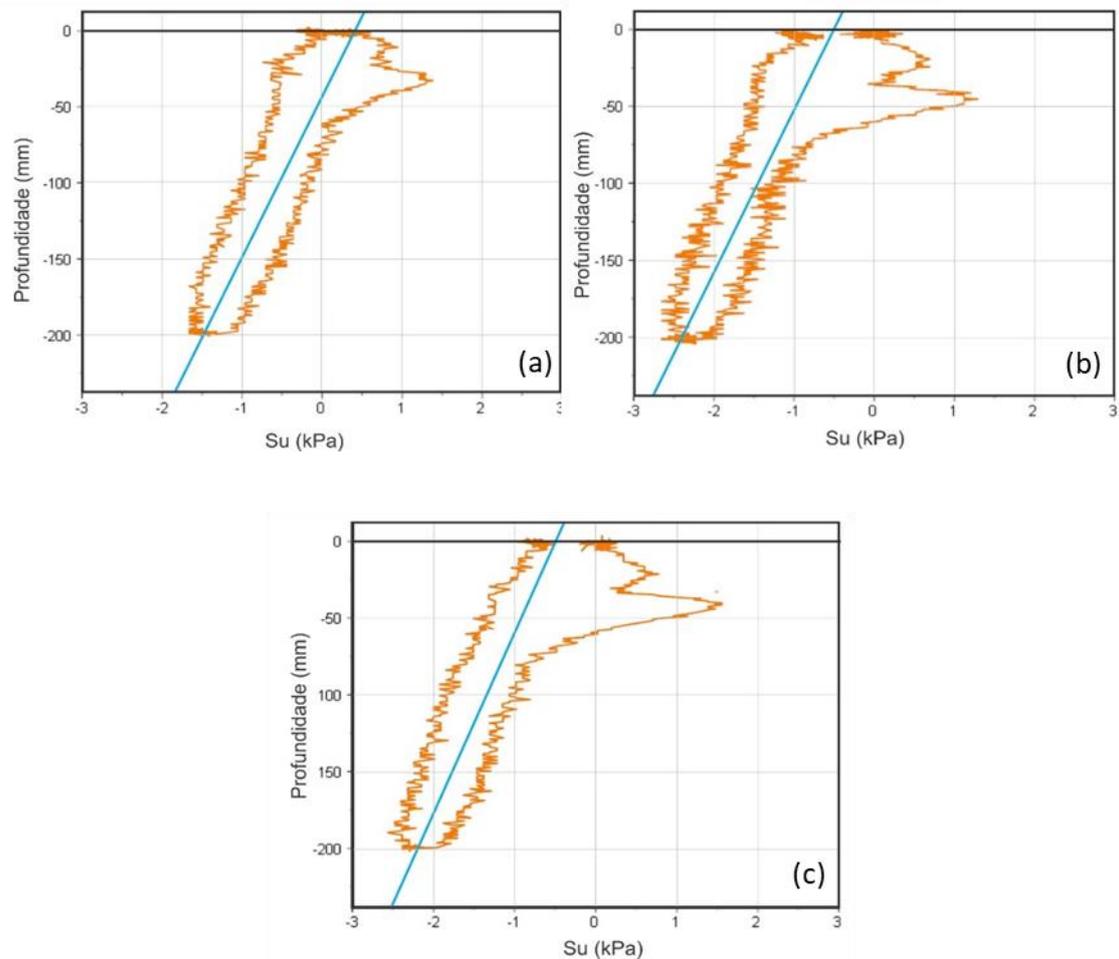


Figura 36 Perfil de resistência não drenada não corrigido (a) Ensaio 2; (b) Ensaio 3; (c) Ensaio 4.

Em todos os ensaios de T-bar interpretados observou-se um comportamento semelhante ao citado por Sahdi et al. (2014), explicado detalhadamente no tópico 2.6. A resultante das forças que atuavam tracionando (negativo) a barra foi superior à resultante de forças que a comprimiam (positivo). Assim, essa condição fez com que parte da resistência aparecesse na parte negativa do gráfico, logo abaixo de 50mm. Para correção dessa problemática foi adotada a metodologia sugerida pelo autor supracitado.

Observa-se nos gráficos que a curva gerada pelos pontos de descida e subida, do T-bar são aproximadamente paralelas. Entre esses pontos foi traçada uma linha azul que representa um “novo eixo y”. Assim, traçando também uma linha imaginária horizontal, fica possível obter a resistência não drenada do solo. Cabe dizer que nesses ensaios, por se tratar de um solo muito mole e muito pouco adensado, não houve se quer aumento da resistência com o aumento da profundidade.

Esses ensaios foram executados em misturas semelhantes e com tempo (preparação da lama - início do voo – execução do T-bar) também muito próximos, logo, as condições dos ensaios foram consideradas as mesmas. Assim sendo, foi adotado um valor médio de resistência não drenada, resultando em aproximadamente $S_{u-ref} = 0,26$ kPa, obtido a uma taxa de deformação $v/D = 2,30 \text{ s}^{-1}$.

4.5 Parâmetros adimensionais e estimativa de impacto

Os cálculos apresentados a seguir foram realizados de acordo com o fluxograma da Figura 37.

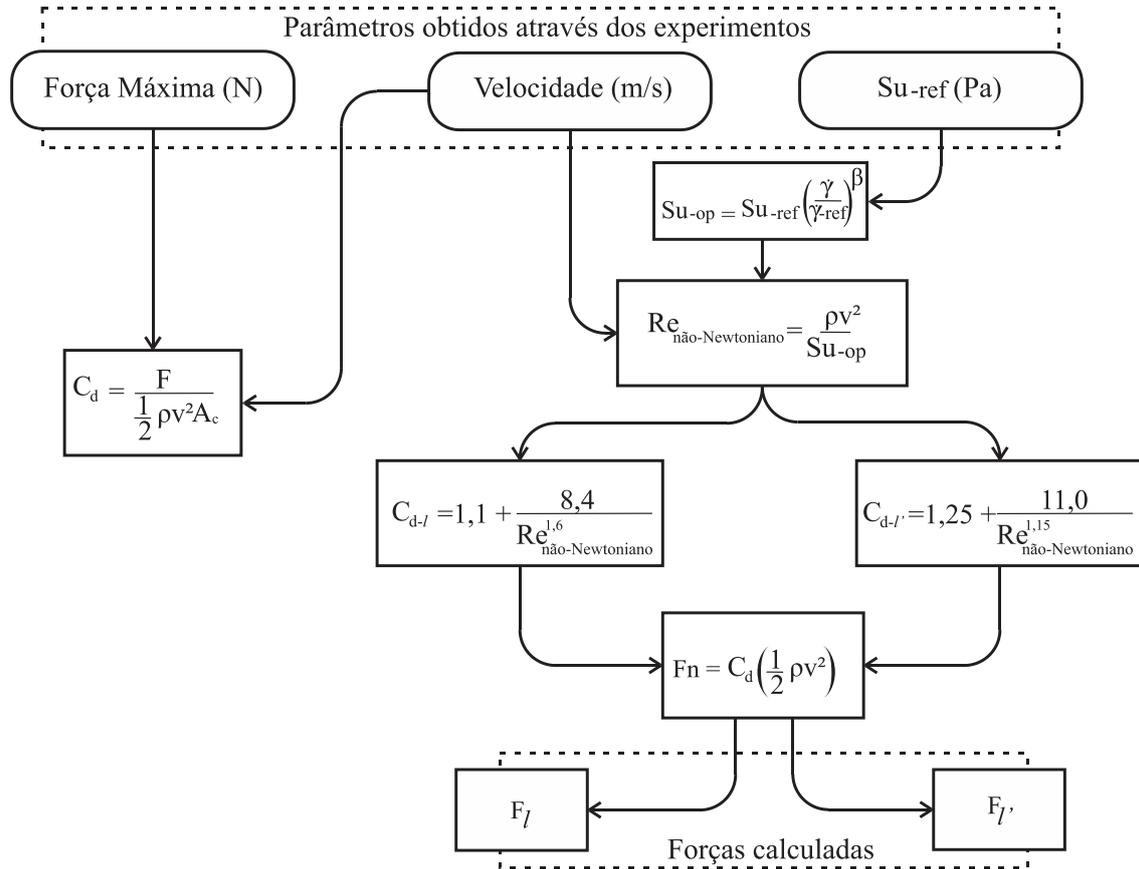


Figura 37. Fluxograma de cálculos.

4.5.1 Número de Reynolds e Coeficientes de Arrasto

A tensão de cisalhamento, é utilizada para determinação do número de Reynolds não Newtoniano, e foi calculada de duas maneiras: através da resistência não drenada ajustada (S_{u-op}) e pela aplicação do modelo reológico.

Primeiramente com relação ao modelo, Zakery et. al (2008) propuseram diferentes equações utilizando o modelo reológico de Hershel-Bulkley para representação de misturas com diferentes teores de argila. A equação (16) representa um dos modelos adotados por esse autor em uma mistura de proporções semelhantes a que foi utilizada

nesse projeto. Esse modelo foi também adotado por Santos (2018), que utilizara a mesma mistura deste trabalho.

$$\tau = 161 + 25\dot{\gamma}^{0,40} \quad (16)$$

Tratando da resistência não drenada ajustada, ela é definida como resistência não drenada operativa S_{u-op} e consiste na resistência não drenada a uma taxa de deformação $\dot{\gamma}_{ref}$. Essa condição faz com que seja possível considerar $S_{u-op} = \tau$. A equação que representa a resistência não drenada operativa pode ser visualizada na Figura 37.

A curva referente ao modelo reológico sugerido por Zakery et al (2008), ajustada para o modelo de lei de potência, sugere um $\beta = 0,1$, entretanto, análises feitas por Sahdi et al. (2014) com os dados de Zakery, constataram que esses valores poderiam ser menores. Diante dessas premissas, optou-se por $\beta = 0,05$. Observa-se na Figura 38 que os valores de tensão de cisalhamento obtidos para esse valor de β foram muito próximos às tensões de cisalhamento calculadas pelo modelo de Zakery. As tensões obtidas estão Tabela 6.

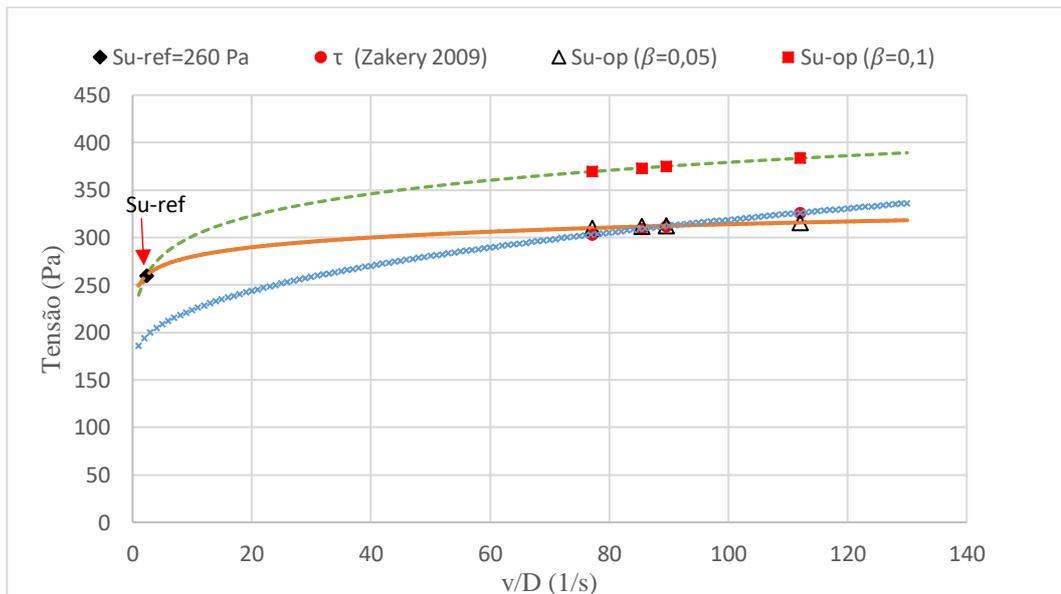


Figura 38. Parâmetros de resistência e diferentes modelos matemáticos de ajuste.

Tabela 6. Tensão de cisalhamento das misturas.

Ensaio	τ (Pa)	S_{u-op} (Pa)
1	326,101	315,771
2	309,152	311,525
3	311,939	312,251
4	357,560	322,731
5	303,211	309,935

As equações pelo modelo de potência, para o τ e para o, S_{u-op} são, respectivamente:

$$\tau = 162,28\dot{\gamma}^{0,1} \quad (17)$$

$$S_{u-op} = 249,4\dot{\gamma}^{0,05} \quad (18)$$

A Figura 39 ilustra a comparação entre as resistências. A incorporação do efeito viscoso na resistência não drenada gerou valores próximos aos obtidos pelo modelo reológico. O S_{u-ref} foi inferior ao constatado pela reologia, o que faz sentido, sabendo que o ensaio de T-bar não captura o efeito causado na resistência do solo pelo aumento da taxa de deformação.

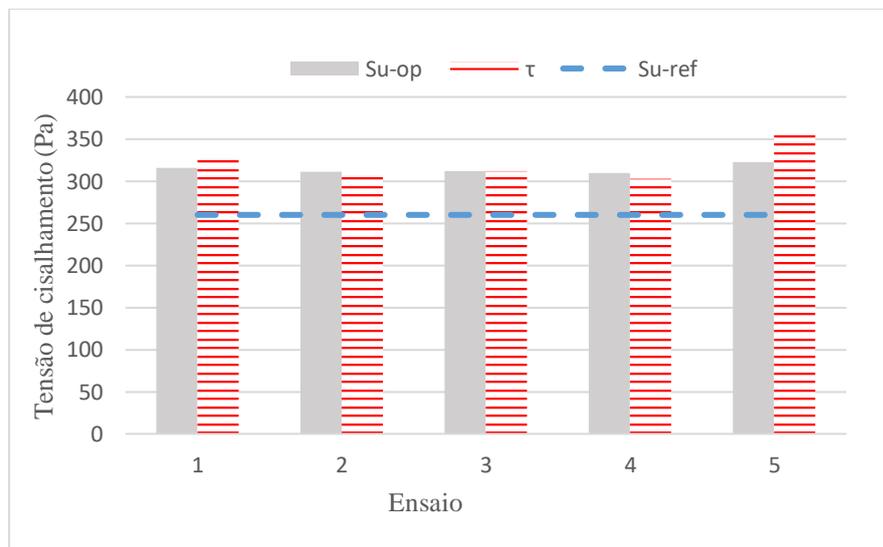


Figura 39. Comparativo entre as tensões calculadas.

Assim, com a velocidade do deslizamento e com a tensão de cisalhamento, determinou-se o número de Reynolds-não newtoniano. A partir desse número

adimensional foi possível também determinar os diferentes coeficientes de arrasto (C_{d-l} e $C_{d-l'}$). Já com a força máxima de impacto sentida pelos sensores das hastes, calculou-se o correspondente coeficiente de arrasto C_d em cada ensaio. Os valores dos parâmetros adimensionais são mostrados na tabela a seguir:

Tabela 7. Parâmetros adimensionais.

Ensaio	Re, não-Newtoniano	Coeficientes de Arrasto		
		C_d	C_{d-l}	$C_{d-l'}$
1	9,82	1,57	1,34	2,04
2	6,03	1,65	1,59	2,64
3	6,56	2,02	1,53	2,51
4	21,43	0,31	1,18	1,57
5	5,01	2,07	1,76	2,97

A Figura 40 compara os resultados experimentais e os dados adquiridos pelas relações de Zakery et al. (2008). Observa-se que o arrasto dos experimentos foi muito próximo (um pouco acima) da linha que representa os dados experimentais de Zakery. Já a curva sugerida pelo autor para dimensionamento, que envolve também estudos numéricos, encontra-se um pouco acima dos coeficientes de arrasto desse experimento. Logo, observando os dados da pesquisa de Zakery et al. (2008) e comparando-os com os obtidos neste estudo, constata-se que o modelo apresentado gerou resultados que concordam com a literatura.

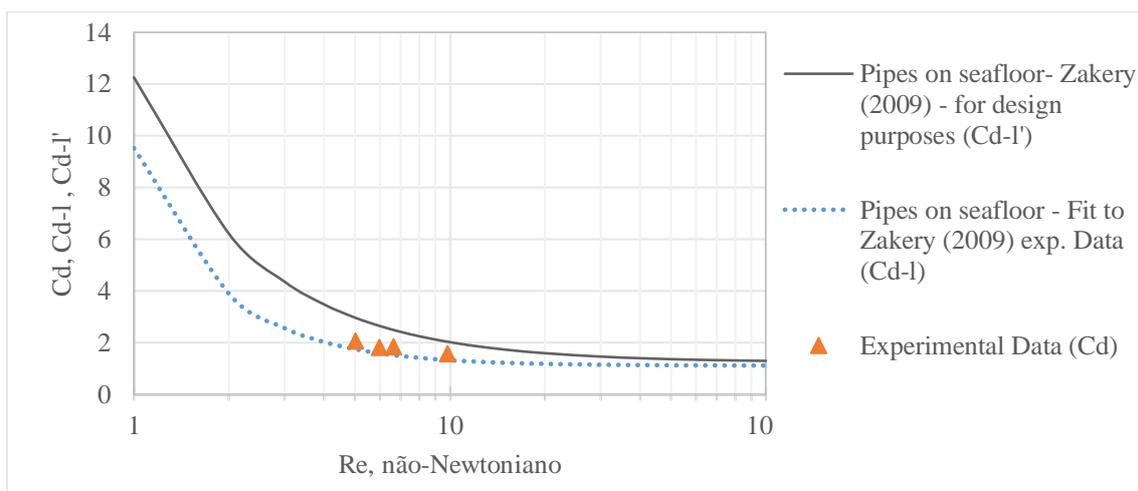


Figura 40. Relação entre diferentes coeficientes de arrasto e número de Reynolds não-Newtoniano

4.5.2 Forças estimadas

Para observar a variação da força de impacto com o número de Reynolds não Newtoniano, a força máxima sentida pelos sensores foi normalizada pela tensão de cisalhamento. O mesmo foi feito com as forças calculadas (F_l e F_{lv}). A Figura 41 mostra que a relação dessas forças com o número de Reynolds não Newtoniano é linear.

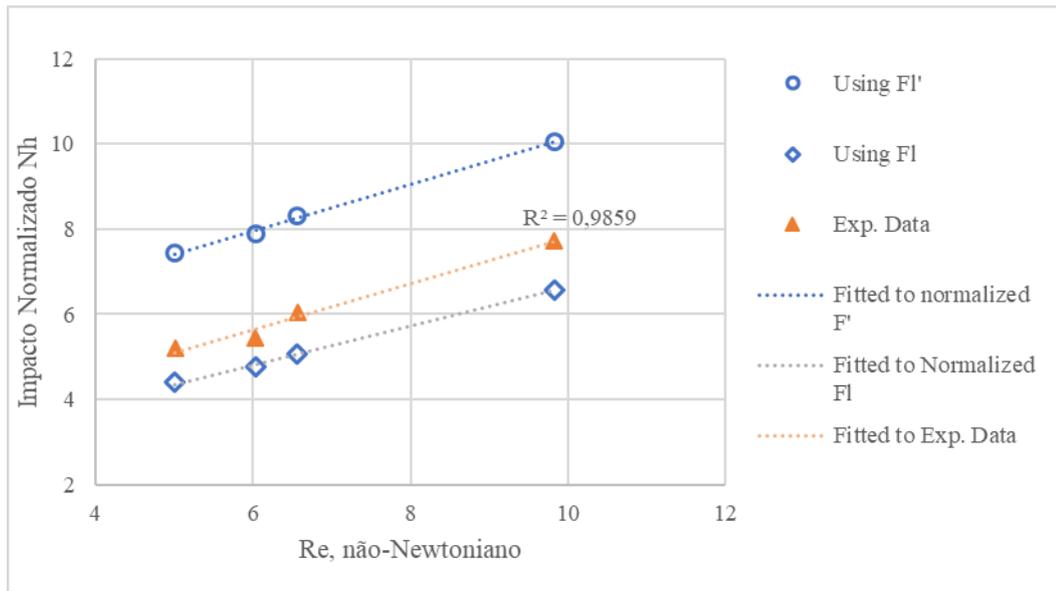


Figura 41. Impacto normalizado contra número de Reynolds não-Newtoniano.

Os resultados obtidos também foram comparados com os de Sahdi et al. (2014 a). Os autores analisaram por modelagem centrífuga o carregamento exercido por deslizamentos submarinos de argila mole em um duto. Foram utilizados para comparação com este trabalho, os dados que possuem velocidade relativa do duto variando entre 0,35 e 2,49m/s e resistência não drenada operativa variando entre 0,13 e 0,92kPa. Com esses resultados, foram estimadas as forças de arrasto do duto de Sahdi utilizando os mesmos princípios mostrados no fluxograma. Essas forças foram, em seguida, normalizadas pelas suas respectivas resistências não drenada operativa. A partir desses dados, um gráfico foi plotado mostrando a relação entre as forças normalizadas contra o número de Reynolds não newtoniano. Além disso, foram incluídos os resultados experimentais desse presente estudo para que fosse possível compara-los.

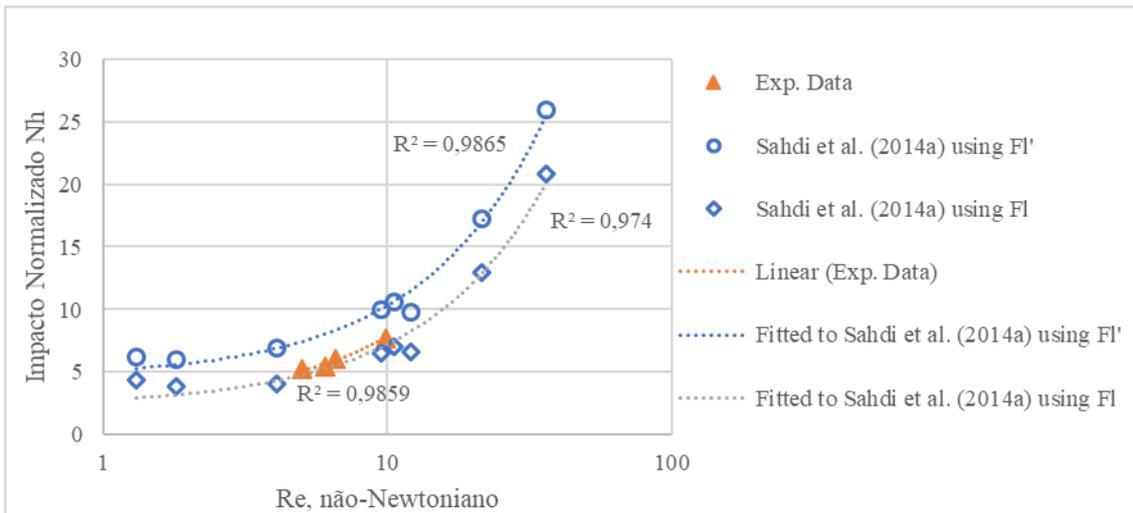


Figura 42. Impacto normalizado contra número de Reynolds não-Newtoniano com os dados de Sahdi et al. (2014 a).

Percebe-se pelos dados da Figura 42 que os resultados obtidos nesse experimento estão de acordo com os resultados do autor citado. Além disso, observa-se que os experimentos realizados estão localizados bem no momento em que o impacto normalizado começa a aumentar. Sahdi et al. (2014 a) dizem que esse aumento acontece a partir de $Re_{\text{não-Newtoniano}} > 10$. Os ensaios 2,3 e 5, apresentaram forças normalizadas bem próximas umas das outras. Já o ensaio 0 1, corresponde ao ponto em que um pequeno salto da força normalizada é observado. Neste ensaio foi constatado $Re_{\text{não-Newtoniano}} = 9,82$.

Uma comparação entre os impactos calculados e o impacto estimado como uso dos sensores também foi feita e é mostrada na Figura 43.

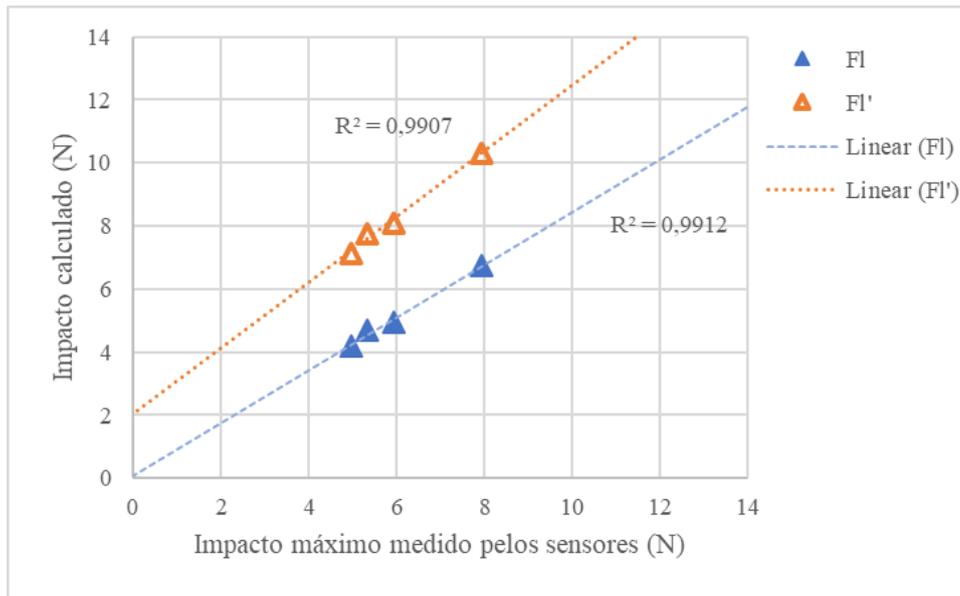


Figura 43. Diferenças entre impactos calculados e impacto medido pelos sensores.

Analisando a Figura 43, percebe-se que a estimativa da força quando feita utilizando-se o coeficiente de arrasto Cd_{-l} , ou seja, Fl , fica mais próxima do que foi medido pelos sensores das hastes. Já no outro caso, as forças Fl' , que foram calculadas a partir de Cd_{-l} , foram superiores (cerca de 2N em cada ensaio) ao que foi determinado pelos strain gauges. Essa diferença já era esperada, tendo em vista que nesse caso a equação sugerida por Zakery et al. (2008, 2009), por se tratar de uma análise numérica e possuir algumas condições de contorno um pouco diferentes das simulações físicas, gerava valores de coeficiente de arrasto superiores. Ainda assim, nota-se que a diferença foi constante, sugerindo de que há concordância entre os resultados.

4.3 Análise do fluxo

Nas simulações, a parte frontal do duto (lado que recebe o impacto) encontra-se parcialmente exposta ao impacto, como se estivesse enterrada. Já em seu lado oposto, o duto aparece como se fosse suspenso. Sabendo disso e tomando os princípios expostos no tópico 2.5, algumas considerações foram feitas.

No Ensaio 1, de maior velocidade frontal e $Re_{\text{não-Newtoniano}} = 9,82$ uma maior distância foi alcançada pelo fluxo após o impacto, além da observação da formação dos vórtices (giro do fluido) na parte traseira do duto (Figura 44a). No estudo de Sahdi et al.

(2019) esses movimentos foram constatados nas simulações realizadas com $Re_{\text{não-Newtoniano}} > 10$.

No ensaio 5, que apresentou $Re_{\text{não-Newtoniano}} = 5,01$, ao colidir-se com o duto, a lama seguiu um curto caminho e logo adiante desceu para o fundo do container, devido a ação da gravidade. (Figura 44b). O choque do fluido com o fundo fez com que houvessem pequenos retornos de fluxo e movimentações, sendo isso observado nos momentos finais do deslizamento. Diferente do Ensaio 1, a descida imediata do fluxo pós impacto fez com que nenhuma área preenchida com água ou com o fluido menos denso, fosse vista.



Figura 44. Comportamento do fluxo após interação com o duto. (a) Ensaio1; (b) Ensaio 5.

O Ensaio 3 ($Re_{\text{não-Newtoniano}} = 6,56$), capturado somente pela *gopro*, mostrou comportamento intermediário entre os já mencionados. Mesmo com um *frame* diferente das gravações da câmera de alta velocidade é possível visualizar que o alcance do fluxo

no pós-impacto foi superior ao Ensaio 5 e inferior ao primeiro ensaio. Nota-se também que assim como no Ensaio 5, o fluxo foi logo se direcionado para baixo.

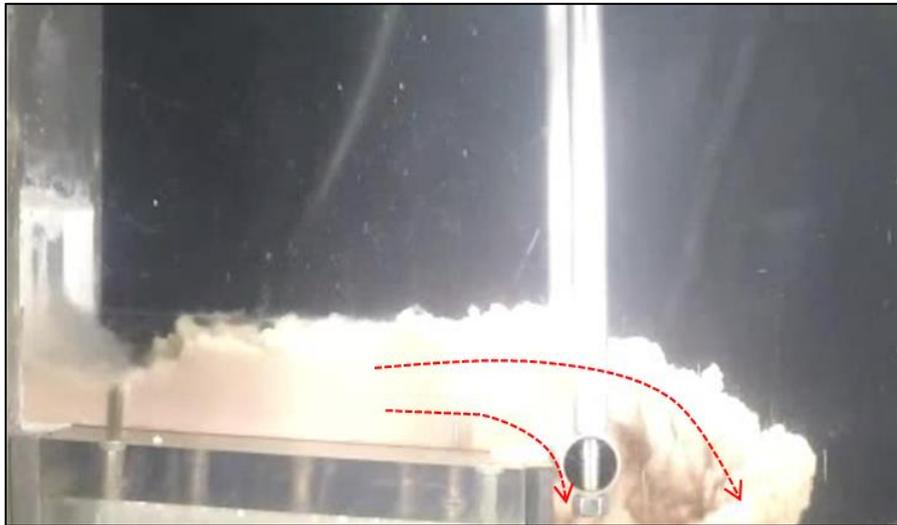


Figura 45. Comportamento do fluxo do ensaio 3 após interação com o duto.

Tendo em vista de que essa análise é apenas visual, ainda assim é possível reconhecer que há similaridade entre o que foi mostrado e o que foi apontado por Guo et al. 2019. Logo, essas observações também indicam que há compatibilidade entre o visual e os parâmetros calculados, principalmente tratando-se do número de Reynolds não newtoniano.

4.4 Influência da rugosidade no impacto e na velocidade

Tratando-se do uso das lixas, observou-se uma redução da velocidade dos deslizamentos com o aumento da rugosidade média da superfície. Assim, a Figura 46 sugere que a introdução da lixa menos rugosa causou uma diminuição da velocidade (20%) quando comparada ao deslizamento no acrílico. Já a diferença de velocidade média dos deslizamentos, observando somente os ensaios que foram utilizadas as lixas, foi menor. A velocidade do ensaio 5 (Rugosidade=85,22) foi 14% menor que a do ensaio 3 (Rugosidade=15,497) e 10% menor que no ensaio 2 (Rugosidade=30,42). Logo, a introdução das lixas foi satisfatória para observar deslizamentos com diferentes frentes de velocidade dentro de um pequeno range.

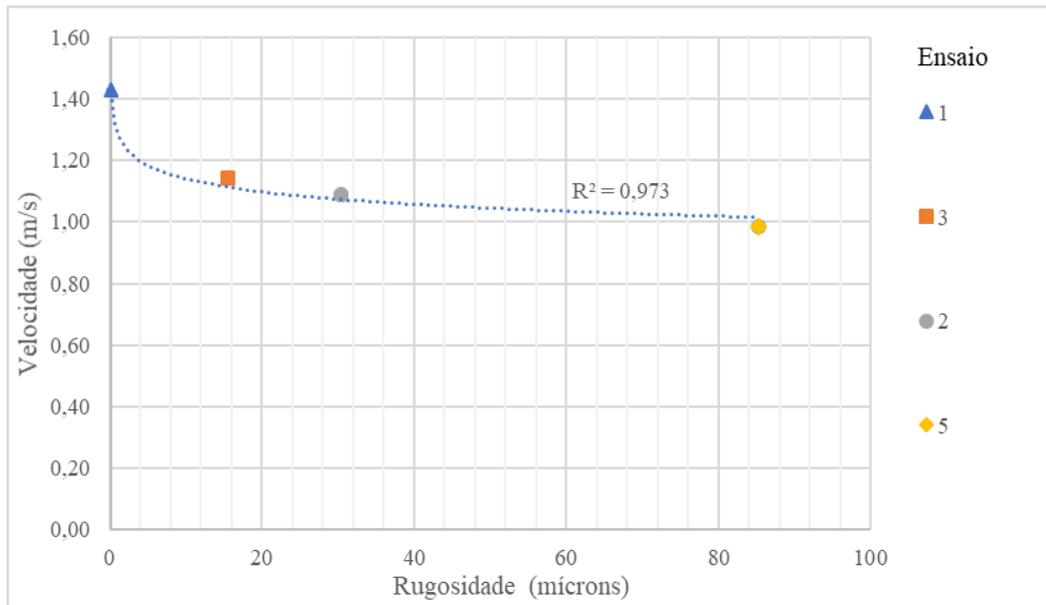


Figura 46. Relação da velocidade com o aumento da rugosidade.

A variação da velocidade em função da rugosidade pode ser também representada pelo parâmetro adimensional $Re_{\text{não-Newtoniano}}$, pois nesses experimentos esse parâmetro varia fundamentalmente em função da velocidade. Desse modo, a Figura 47 mostra essa relação, que se encaixa em $R^2=0,9733$ em uma função de potência, representada pela equação (19), sendo Ra a rugosidade média da superfície de deslizamento.

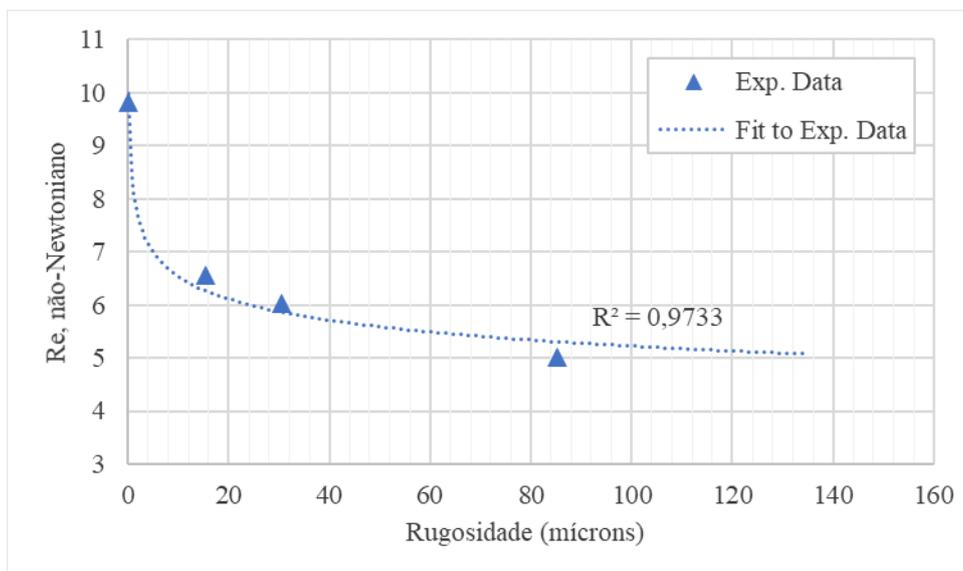


Figura 47. Relação da rugosidade com número de Reynolds não-Newtoniano.

$$Re_{\text{n\~{a}o-Newtoniano}} = 8,177 * (Ra)^{-0,097} \quad (19)$$

A adi\c3o das lixas na superf\iccie de deslizamento tamb\em influenciou na for\ca m\axima de impacto medida pela instrumenta\c3o das hastes. Essa representa\c3o \e mostrada na Figura 48 atrav\es da rela\c3o entre impacto normalizado e rugosidade. Mesmo tratando-se de par\ametros diferentes (for\ca e n\umero de Reynolds n\ao Newtoniano) o comportamento de varia\c3o da for\ca foi pr\oxima ao que foi observado na varia\c3o do $Re_{\text{n\~{a}o-Newtoniano}}$. Sendo, portanto, representado por uma rela\c3o de pot\encia com $R^2=0,978$ pela equa\c3o (20).

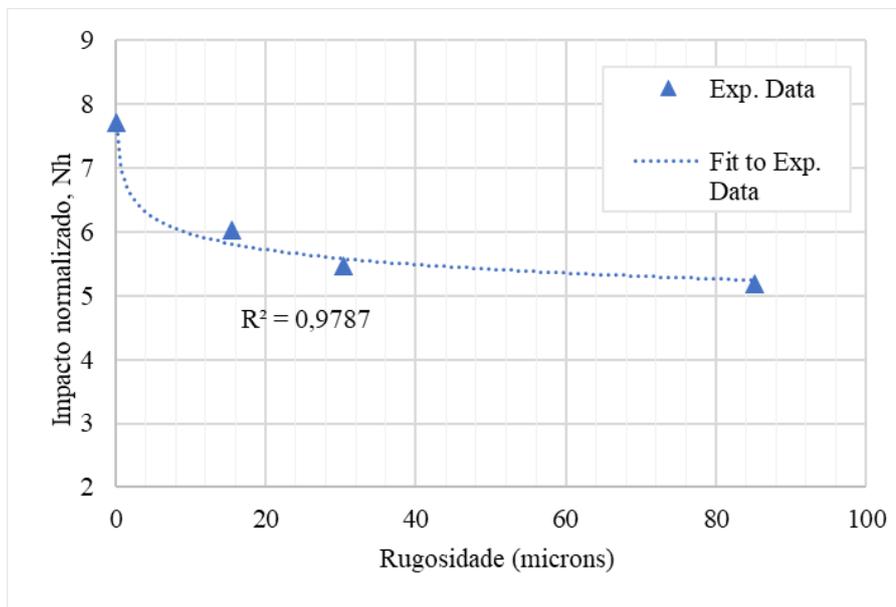


Figura 48. Rela\c3o da rugosidade com impacto normalizado.

$$Nh = 6,8574 * (Ra)^{-0,061} \quad (20)$$

CAPÍTULO V – CONCLUSÕES

O programa experimental e a instrumentação geraram resultados satisfatórios. Os impactos no duto foram devidamente reproduzidos e os deslizamentos com diferentes velocidades foram investigados.

A utilização da centrífuga geotécnica serviu bem para o propósito de simular os deslizamentos, permitindo, com a indução da gravidade, a miniaturização de um fenômeno recorrente em águas oceânicas. Algumas discordâncias sobre as leis de escalas referentes a alguns parâmetros envolvidos foram constatadas, sugerindo que ainda há estudos pendentes relacionados a esse meio.

Os testes T-bar realizados em voo mostraram que os valores de resistência não drenada do solo eram próximos dos determinados pelo modelo reológico de Zakery et al. (2008). A sugestão de Sahdi et al. (2014) para interpretação dos ensaios foi satisfatória e forneceu bons resultados.

A utilização das lixas com diferentes rugosidades permitiu uma variação de velocidade e impacto no duto. O aumento da rugosidade média fez com que a velocidade de deslizamento fosse reduzida, assim como o impacto. A relação entre esses parâmetros com a rugosidade foi representada através de equações.

Sabendo que o teor de umidade da lama e a seção transversal do impacto (raio do duto) foram as mesmas em todos os ensaios, constatou-se que a variação do número de Reynolds ocorreu fundamentalmente em função da velocidade do fluxo, que também foi o parâmetro que atuou na diferenciação das tensões geradas pelo fluido em cada ensaio.

Os cálculos das forças máximas de impacto através dos dados de instrumentação se mostraram de acordo com as estimativas sugeridas na literatura. Esses valores concordaram também com o que foi obtido utilizando dados de outra de outra pesquisa (Sahdi et al. 2014). Além disso, as forças estimadas usando o Cd_{-l} ficaram mais próximas do que foi sentido pelas hastes. A utilização do $Cd_{-l'}$ gerou valores superiores, por se tratar de uma equação sugerida por meio de análise numérica e possuir algumas condições de contorno diferentes do deslizamento real.

Com a análise das imagens, observou-se a formação de vórtices no ensaio 1, com maior velocidade frontal, e houve maior alcance horizontal do fluxo. Além disso, nesse ensaio e no ensaio 3, os sensores das hastes mostraram grandes oscilações (vibrações), fato que fora justificado pela diferença de pressão entre a parte frontal e traseira do duto.

O ensaio cuja superfície foi lubrificada com vaselina apresentou uma alta velocidade, entretanto um impacto inferior aos demais testes.

A deposição do material na rampa foi muito próxima em todos os ensaios, independentemente da rugosidade da superfície.

Para trabalhos físicos futuros feitos, sugere-se a suspensão do duto, com seu diâmetro totalmente exposto e em outras posições acima, para determinação do ponto acima do leito que o duto sofreria maior impacto. Estudos com dutos suspensos já foram feitos, mas a modelagem física especificamente dessa variação ainda não é encontrada na literatura.

Além disso, sugere-se a modelagem numérica desse modelo para confirmação de seus resultados e aumento de sua confiabilidade. É interessante também que seja feito um estudo reológico aprofundado da mistura em questão.

CAPÍTULO VI – REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ACOSTA, E. A., TIBANA, S., ALMEIDA, M. D. S. S. D. & SABOYA JR, F., (2017). Centrifuge modelling of hydroplaning in submarine slopes. **Ocean Engineering**, v. 129, p. 451-458.

AUDIBERT, J.M.E., NYMAN, D.J., O'ROURKE, T.D., (1984). Differential Ground Movement Effects on Buried Pipelines. **In: Technical Council on Lifeline Earthquake Engineering (Ed.), Guidelines for the Seismic Design of Oil and Gas Pipeline Systems**. American Society of Civil Engineers, pp. 150–183

BARKER, H. R. **Physical Modelling of Construction Processes in the MiniDrum Centrifuge**. 1988. PhD thesis - University of Cambridge, United Kingdom.

BEA, R.G., AURORA, R., (1982). Design of Pipelines in Mudslide Areas, **Proceedings of the 14th Annual Offshore Technology Conference (OTC)**, Huston, Texas, pp. 401–414

BHARTI, R. P., CHHABRA, R. P., & ESWARAN, V. (2006). Steady flow of power law fluids across a circular cylinder. **The Canadian journal of chemical engineering**, 84(4), 406-421.

BOUKPETI, N. et al., (2012). Strength of fine-grained soils at the solid–fluid transition. **Géotechnique**, v. 62, n. 3, p. 213–226.

BRUTON, D. A. S. et al., (2008). Pipe-Soil Interaction with Flowlines During Lateral Buckling and Pipeline Walking - The SAFEBUCK JIP, **Offshore Technology Conference**, OTC 19589.

CHAKRABARTI, S. K., (2005). **Handbook of Offshore Engineering**. v. I, 669, p.

COUSSOT, P. (1997). **Mudflow rheology and dynamics, IAHR Mono- graph Series**. Rotterdam: A. A. Balkema, 56, p.

DEMARS, K.R., (1978). Design of marine pipelines for areas of unstable sediment. *Transp. Eng. J. ASCE* 104 (1), 109–112

DUTTA, S., & HAWLADER, B. (2019). Pipeline–soil–water interaction modelling for submarine landslide impact on suspended offshore pipelines. *Géotechnique*, 69(1), 29–41.

GEORGIADIS, M., 1991. Landslide drag forces on pipelines. *Soils Found* 31 (1), 156–161

GUE, C. S., (2012). **Submarine Landslide Flows Simulation Through Centrifuge Modelling**. PhD Thesis. University of Cambridge, UK.

GUO, X. SEN et al.,(2019). Effect of different span heights on the pipeline impact forces induced by deep-sea landslides. **Applied Ocean Research**, v. 87, n. December 2018, p. 38–46.

HOTTA, M. M. (2019). **Estudos de fluxo de detritos submarinos através de métodos experimentais, analíticos e numéricos**. Tese de Doutorado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro-RJ.

HANCE, J. J., (2003). **Submarine Slope Stability**. Development of a Database and Assessment of Seafloor Slope Stability Based on Published Literature. Based on M. S. Thesis, 269p.

ILSTAD, T. et al. Laboratory studies of subaqueous debris flows by measurements of pore-fluid pressure and total stress. **Marine Geology**, v. 2013, p. 403-414, 2004.

ILSTAD, T; MARR; ELVERHOI; HARBITZ B. (2004). On the Dynamics and Morphology of Submarine Debris Flows, University of Oslo.

LIU, J.; TIAN, J.; YI, P., (2015). Impact forces of submarine landslides on offshore pipelines. **Ocean Engineering**, v. 95, p. 116–127.

LOCAT, J., (1997). Normalized rheological behavior of fine muds and their flow properties in a pseudoplastic regime. **ASCE**, pp. 260-269

LOCAT, J.; LEE, H. J., (2002). Submarine Landslides: advances and challenges. **Canadian Geotechnical Journal**, v. 39, n. 1, p. 193–212.

MARTIN, C. M. & RANDOLPH, M. F. (2006). Upper-bound analysis of velocity lateral pile capacity in cohesive soil. **Geotechnique** 56, No. 2, 141–145, <http://dx.doi.org/10.1680/geot.2006.56.2.141>.

MOTTA, G. S., (2016). **Modelagem Física de Escorregamentos Submarinos a diferentes Níveis de Aceleração Gravitacional**. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro. Campos dos Goytacazes - RJ.

MELO, C. M. A. R., (2010). **Avaliação do desempenho e desenvolvimento de metodologias para estudos de ancoragem de estruturas flutuantes com estacas de sucção**. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual do Norte Fluminense Darcy Ribeiro, Campos dos Goytacazes - RJ.

NIAN, T.; GUO, X.; FAN, N.; JIAO, H.; LI, D. (2018). Impact forces of submarine landslides on suspended pipelines considering the low temperature environment; **Applied Ocean Research Journal**, v.81, p. 116-125.

PANTON, R. L. (2013). Incompressible flow. John Wiley & Sons. 831p.

PARDO, E. A. A., (2015). **Simulação de instabilidade de taludes submarinos usando modelagem centrífuga**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro – RJ.

PATNANA, V. K., BHARTI, R. P., & CHHABRA, R. P. (2009). Two-dimensional unsteady flow of power-law fluids over a cylinder. **Chemical Engineering Science**, 64(12), 2978-2999.

PELLISSARO, D. T., (2018). **Modelagem centrífuga de fluxos de detritos submarinos**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro - RJ.

QIAN, X., XU, J., BAI, Y., & DAS, H. S. (2020). Formation and estimation of peak impact force on suspended pipelines due to submarine debris flow. **Ocean Engineering**, v.195, 106695.

R.N. TAYLOR,(1995). **Geotechnical Centrifuge Technology**, 296p.

RANDOLPH, M. F. e HOULSBY, G. T. 1984. The limiting pressure on a circular pile loaded laterally in cohesive soil. **Geotechnique**. Vol. 34, no 4: 613-623.

RANDOLPH, M. F.; WHITE, D. J., (2012). Interaction forces between pipelines and submarine slides - A geotechnical viewpoint. **Ocean Engineering**, v. 48, p. 32–37.

SAHDI, F. et al., (2014). Centrifuge modelling of active slide–pipeline loading in soft clay. **Géotechnique**, v. 64, n. 1, p. 16–27.

SAHDI, F., GAUDIN, C., WHITE, D. J., & BOYLAN, N. (2014). Interpreting T-bar tests in ultra-soft clay. **International Journal of Physical Modelling in Geotechnics**, 14(1), 13-19.

SAHDI, F., GAUDIN, C., TOM, J. G., & TONG, F. (2019). Mechanisms of soil flow during submarine slide-pipe impact. **Ocean Engineering**, 186, 106079.

SANTOS, T. M. F. B., (2018). **Modelagem centrífuga de duto sujeito a impacto de deslizamento submarino**. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual do Norte Fluminense, Campos dos Goytacazes - RJ.

SUMER, B. M. (2006). **Hydrodynamics around cylindrical structures** (Vol. 26). World scientific.

STEWART, D.P., AND RANDOLPH, M. F., (1991). A new site investigation tool for the centrifuge. **In Proceedings of the International Conference on Centrifuge Modelling, Centrifuge '91**. p. 531–538.

TERRILE, E. et al., (2018). Evaluation of Debris Flow Impact on Submarine Pipelines: A Methodology. **Offshore Technology Conference**, OTC 28847-MS

TERZAGHI, K., (1956). Varieties of submarine slope failure. **Proceedings of the 8th Texas Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering**, University of Texas, Austin, Bureau of Engineering Research, Special Publication No. 29, 1956. p 1-41.

VAN WAZER, J. R.; LYONS, J.W.; KIM, K.Y.; COLWELL, R.E. **Viscosity and flow measurement: a laboratory handbook of rheology**. New York: Interscience Publisher, 1966, 406p.

WHITE, DJ; GAUDIN, C; BOYLAN, N.; ZHOU, H. (2010). Interpretation of T-bar penetrometer tests at shallow embedment and in very soft soils. **Canadian Geotechnical Journal**, v.47(2): p. 218–229

YIN, M.; RUI, Y.; XUE, Y. (2017). Centrifuge study on the runout distance of submarine debris flows. **Marine Georesources & Geotechnology**, v. 37(3), p. 301-311.

YUAN, F. et al., (2012). A refined analytical model for landslide or debris flow impact on pipelines. Part I: Surface pipelines. **Applied Ocean Research**, v. 35, p. 95–104.

YUAN, F. et al., (2014). Landslide Impact on Submarine Pipelines: Analytical and Numerical Analysis. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 141, n. 2.

ZAKERI, A.; CHI, K.; HAWLADER, B., (2011). Centrifuge Modeling of Glide Block and Out-runner Block Impact on Submarine Pipelines. **Offshore Technology Conference**, OTC 21256. p. 12–14.

ZAKERI, A.; HAWLADER, B.; CHI, K., (2012). Drag forces caused by submarine glide block or out-runner block impact on suspended (free-span) pipelines. **Ocean Engineering**, v. 47, p. 50–57

ZAKERI, A.; HØEG, K.; NADIM, F., (2008). Submarine debris flow impact on pipelines — Part I: Experimental investigation. **Coastal Engineering**, v. 55, n. 12, p. 1209–1218.

ZAKERI, A.; HØEG, K.; NADIM, F., (2009). Submarine debris flow impact on pipelines - Part II: Numerical analysis. **Coastal Engineering**, v. 56, n. 1, p. 1–10.

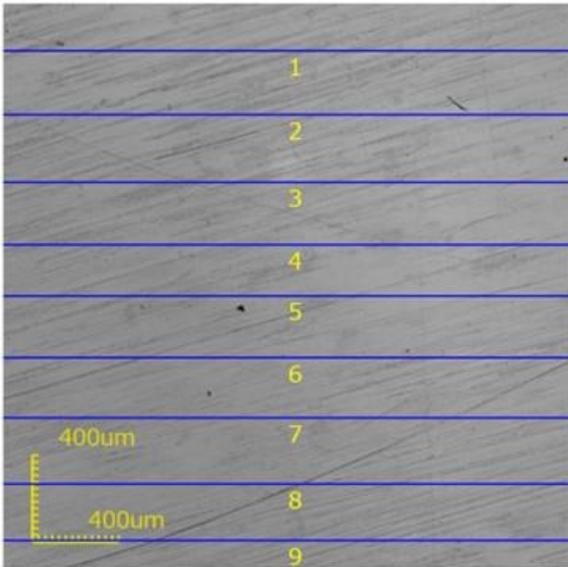
ZHU, H.; RANDOLPH, M. F., (2011). Numerical analysis of a cylinder moving through rate-dependent undrained soil. **Ocean Engineering**, v. 38, n. 7, p. 943–953

ANEXOS

RELATÓRIOS DOS PARÂMETROS DE RUGOSIDADE



Relatório – Rugosidade Acrílico

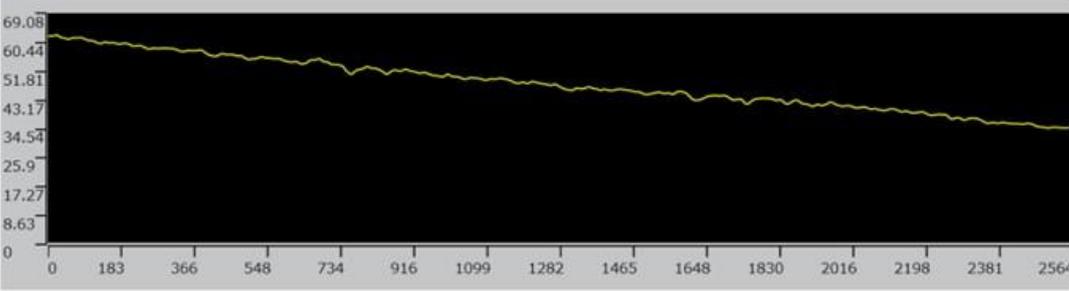


User ID: ADMIN
 User name: Administrator
 Description: FIRST ADMINISTRATOR USER

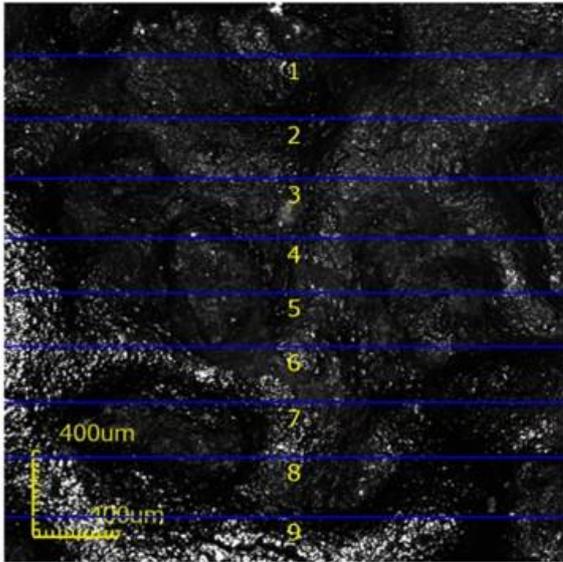
200210_160954
 [Acquisition parameters]
 Scanning mode: XYZ fine scan + Color
 Image size[pixels]: 1024X1024
 Image size[µm]: 2564x2578
 Objective lens: MPLFLN5x
 Zoom: 1x
 DIC: Off

Comment

No.	Area	Ra[µm]	Rb[µm]	Rc[µm]	Rd[µm]	Re[µm]	Rf[µm]	Rg[µm]	Rh	Ri	Rj[µm]	Rk[µm]	Rl[µm]	Rm[µm]	Rn[µm]	Ro[µm]	Rp[µm]	Rq[µm]	Rr[µm]	Rs[µm]	Rt[µm]	Ru[µm]	Rv[µm]	Rw[µm]	Rx[µm]	Ry[µm]	Rz[µm]	File name	
1		0.244	0.248	0.492	0.297	1.056	0.134	0.140	0.056	2.428	31.455	1.570	0.235	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	200210_160954
2		0.233	0.256	0.489	0.310	1.103	0.108	0.133	-0.118	2.655	32.121	1.530	0.211	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	200210_160954	
3		0.237	0.218	0.455	0.344	1.056	0.101	0.125	0.133	2.629	38.759	1.492	0.188	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	200210_160954	
4		0.263	0.240	0.502	0.350	1.620	0.112	0.138	0.159	2.501	32.081	1.567	0.188	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	200210_160954	
5		0.279	0.254	0.533	0.390	1.056	0.125	0.151	0.128	2.261	34.585	1.712	0.258	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	200210_160954	
6		0.276	0.284	0.560	0.359	1.174	0.131	0.159	0.043	2.347	33.333	1.738	0.258	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	200210_160954	
7		0.272	0.267	0.539	0.360	1.009	0.134	0.160	0.036	2.116	30.790	1.767	0.305	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	200210_160954	
8		0.341	0.355	0.696	0.426	1.291	0.152	0.188	-0.055	2.505	33.138	2.077	0.305	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	200210_160954	
9		0.340	0.380	0.720	0.543	1.526	0.173	0.211	-0.137	2.418	36.346	2.228	0.352	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	200210_160954	
Count		9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9	9		
Average		0.276	0.278	0.534	0.375	1.210	0.128	0.156	0.027	2.429	33.623	1.742	0.256	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
Min.		0.233	0.218	0.455	0.297	1.009	0.101	0.125	-0.137	2.116	30.790	1.492	0.188	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
Max.		0.341	0.380	0.720	0.543	1.620	0.173	0.211	0.159	2.655	38.759	2.228	0.352	100.000	80.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
Range		0.108	0.162	0.265	0.246	0.611	0.072	0.086	0.296	0.539	7.969	0.736	0.164	0.000	0.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
σ		0.040	0.054	0.093	0.074	0.223	0.023	0.028	0.109	0.171	1.559	0.254	0.057	0.000	0.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		
3σ		0.121	0.163	0.279	0.221	0.670	0.069	0.083	0.326	0.514	4.678	0.763	0.170	0.000	0.000	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		



Relatório – Rugosidade lixa grão 36

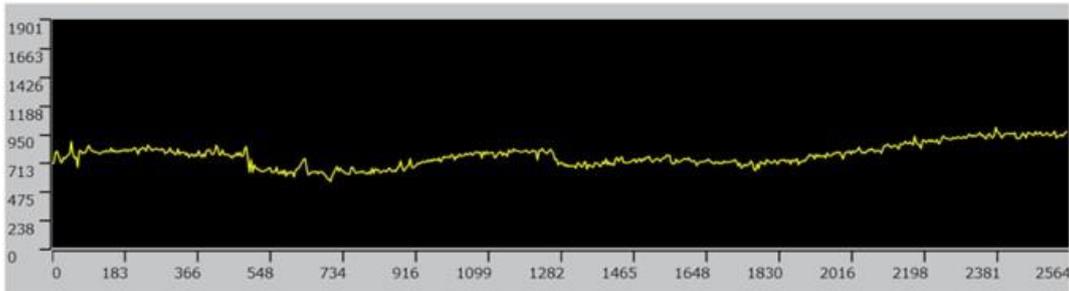


User ID: ADMIN
 User name: Administrator
 Description: FIRST ADMINISTRATOR USER

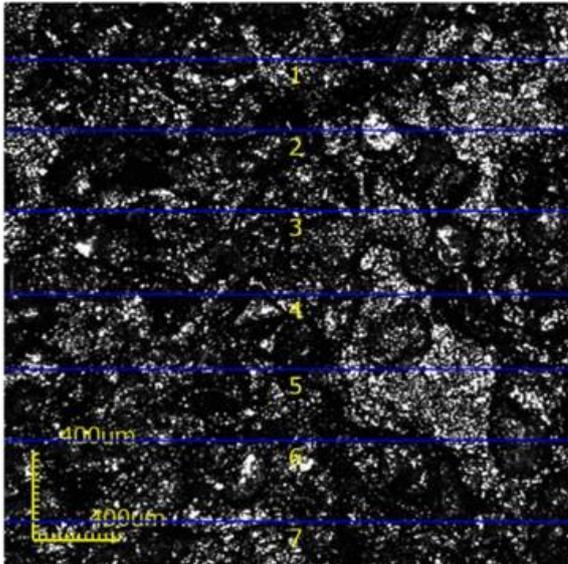
200210_155137
 [Acquisition parameters]
 Scanning mode: XYZ fine scan + Color
 Image size[pixels]: 1024X1024
 Image size[μm]: 2564x2578
 Objective lens: MPLFLN5x
 Zoom: 1x
 DIC: Off

Comment

No.	Result	Ra[μm]	Rv[μm]	Rz[μm]	Rc[μm]	Rq[μm]	Rk[μm]	Rsk	Rku	Rmax[μm]	RkA[°]	RkC[μm]	len[%]	Rq2[μm]	Rc2[μm]	Rk2[μm]	M[μm]	File name
1		66.823	58.367	135.191	75.835	774.551	30.712	25.238	0.065	5.345	30.595	570.046	26.754	100.000	-	80.000	-	200210_1551
2		49.494	54.125	103.618	60.116	498.214	31.405	21.178	0.060	6.040	27.211	491.698	24.883	100.000	-	80.000	-	200210_1551
3		59.820	48.725	108.545	65.562	663.038	34.808	21.597	0.131	4.836	28.795	507.636	27.509	100.000	-	80.000	-	200210_1551
4		47.955	58.896	106.851	68.992	624.729	26.526	22.465	-0.096	5.053	25.320	516.326	26.688	100.000	-	80.000	-	200210_1551
5		50.799	69.662	120.461	65.441	406.725	24.374	24.859	-0.542	5.063	21.506	553.037	29.610	100.000	254.858	80.000	-	200210_1551
6		78.187	67.409	145.596	97.525	814.206	35.368	30.005	0.026	6.215	31.182	653.529	35.190	100.000	-	80.000	-	200210_1551
7		87.044	82.477	169.521	95.990	630.507	23.318	35.276	-0.011	5.547	23.483	790.082	42.872	100.000	265.622	80.000	-	200210_1551
8		101.029	77.253	178.291	127.114	654.470	26.826	37.486	0.419	5.478	25.419	832.352	48.387	100.000	283.738	80.000	-	200210_1551
9		158.099	108.950	267.049	154.956	939.867	39.019	55.679	0.384	5.296	27.389	1176.669	65.884	100.000	547.225	80.000	-	200210_1551
Count		8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8	8
Average		77.696	69.540	147.236	90.170	667.267	30.420	29.527	0.048	5.430	26.767	676.819	36.420	100.000	337.861			
Min.		47.955	48.725	103.618	60.116	406.725	14.914	21.178	-0.542	4.836	21.506	491.698	24.883	100.000	254.858			
Max.		158.099	108.950	267.049	154.956	939.867	39.019	55.679	0.419	6.215	31.182	1176.669	65.884	100.000	547.225			
Range		110.144	60.225	163.431	94.840	533.142	24.105	34.501	0.961	1.379	9.676	684.971	41.001	0.000	292.367			
σ		35.246	18.349	52.503	32.451	160.941	7.829	11.158	0.281	0.455	3.186	224.384	13.700	0.000	140.064			
σe		105.738	55.048	157.508	97.352	482.822	23.488	33.474	0.842	1.366	9.599	673.151	41.100	0.000	420.252			



Relatório – Rugosidade lixa grão 80

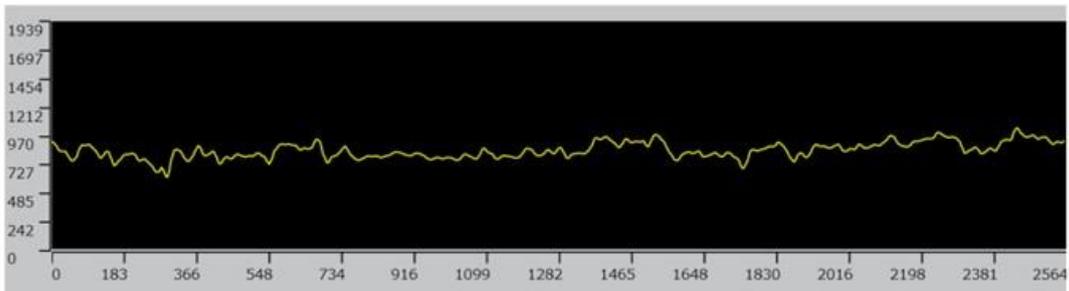


User ID: ADMIN
 User name: Administrator
 Description: FIRST ADMINISTRATOR USER

200204_150919
 [Acquisition parameters]
 Scanning mode: XYZ fine scan + Color
 Image size[pixels]: 1024X1024
 Image size[µm]: 2564x2578
 Objective lens: MPLFLN5x
 Zoom: 1x
 DIC: Off

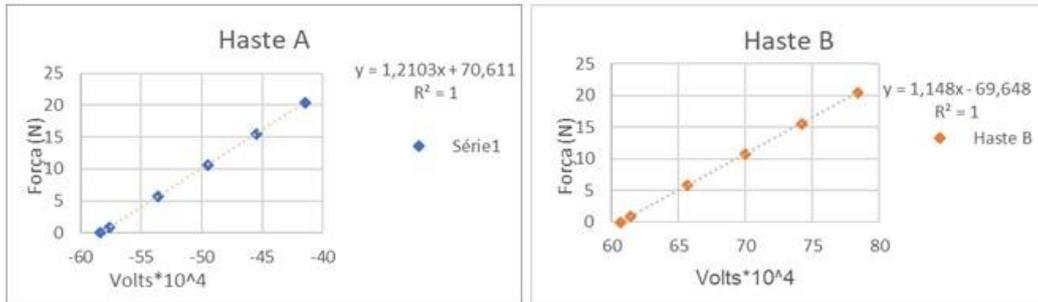
Comment

No.	Result	Pz[µm]	Ra[µm]	Rq[µm]	Rz[µm]	Rv[µm]	Rk[µm]	Rkx[µm]	Rsk	Rsu	Rsm[µm]	Rdq(°)	Rd[µm]	Ren(%)	Ac[µm]	As[µm]	At[µm]	File name
1		35.169	32.346	67.515	36.600	153.016	14.674	19.146	0.138	2.914	32.121	205.259	26.403	100.000	80.000	-	-	200204_1509
2		34.138	35.914	70.052	31.749	215.087	15.245	19.184	-0.060	2.790	27.700	202.417	30.367	100.000	80.000	-	-	200204_1509
3		35.435	36.298	71.643	49.391	159.852	16.948	20.851	-0.142	2.547	34.312	218.664	34.689	100.000	80.000	-	-	200204_1509
4		30.683	31.702	62.385	42.419	187.155	14.914	18.146	0.125	2.458	35.016	201.127	26.596	100.000	80.000	-	-	200204_1509
5		30.544	34.189	64.733	43.686	187.394	15.476	18.709	-0.065	2.421	35.955	194.491	29.582	100.000	80.000	-	-	200204_1509
6		30.321	34.439	64.660	38.538	186.133	15.367	18.720	-0.191	2.583	33.099	202.570	29.817	100.000	80.000	-	-	200204_1509
7		32.346	34.585	66.931	42.025	148.852	15.658	19.312	-0.023	2.462	36.776	203.639	31.585	100.000	80.000	-	-	200204_1509
Count		7	7	7	7	7	7	7	7	7	7	7	7	7	7	7	7	
Average		32.648	34.198	66.840	40.627	173.927	15.497	19.153	-0.031	2.596	33.568	204.024	30.148	100.000				
Min.		30.221	31.702	62.385	31.749	148.852	14.674	18.146	-0.191	2.421	27.700	194.491	26.596	100.000				
Max.		35.435	36.298	71.643	49.391	215.087	16.948	20.851	0.138	2.914	36.776	218.664	34.689	100.000				
Range		5.214	4.596	9.258	17.642	66.235	2.074	2.705	0.329	0.493	9.076	24.173	8.093	0.000				
σ		2.259	1.676	3.237	5.636	23.540	0.700	0.847	0.124	0.187	3.038	7.303	2.544	0.000				
3σ		6.776	5.028	9.712	16.909	70.621	2.100	2.542	0.373	0.560	9.115	21.908	7.631	0.000				

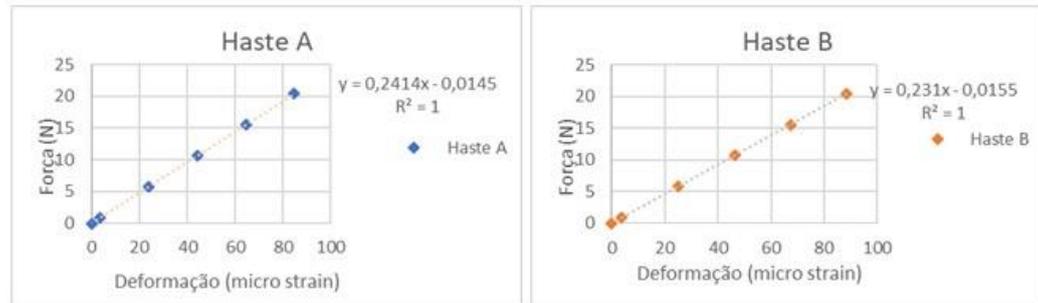


CURVAS DE CALIBRAÇÃO DOS *STRAIN GAUGES* DAS HASTES

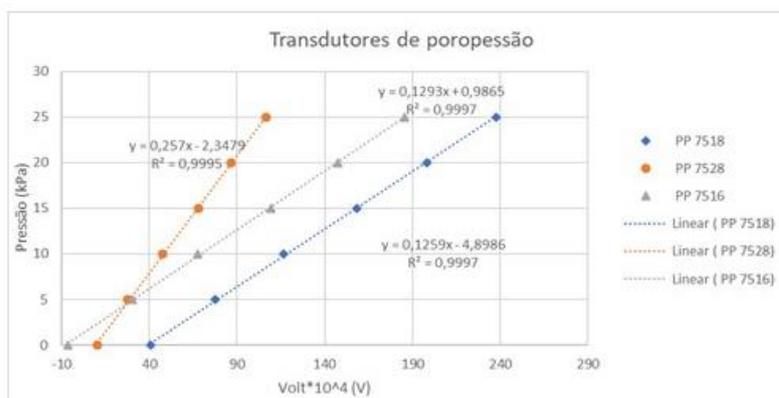
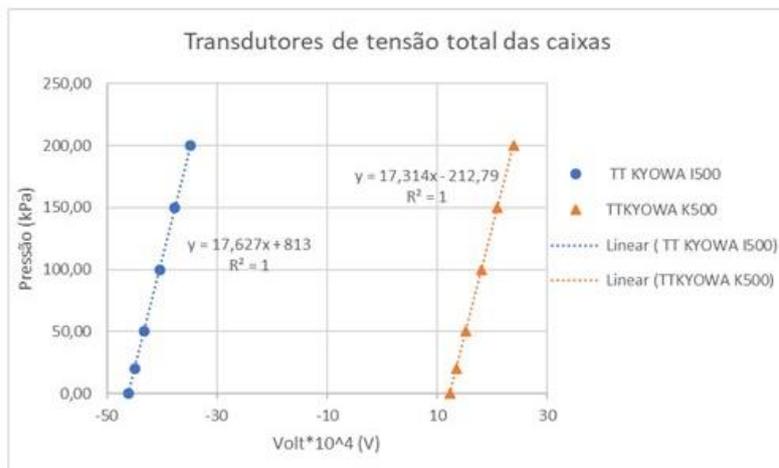
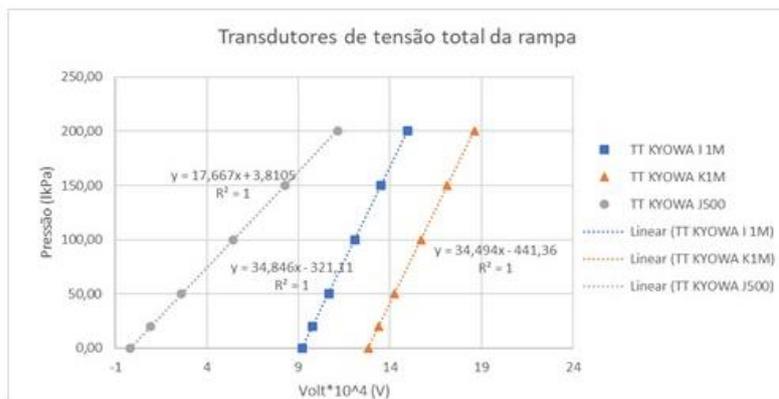
- volt (V) x micro strain



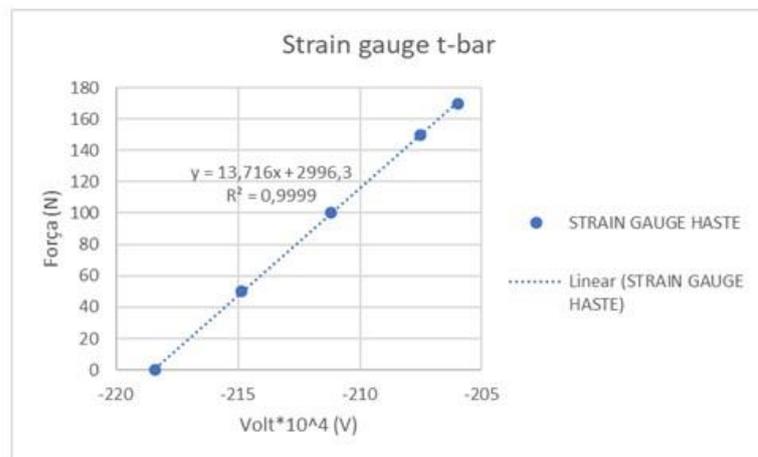
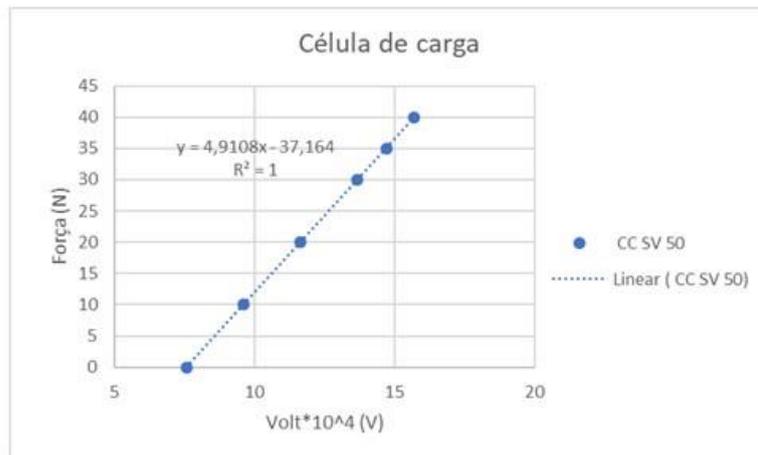
- micro strain x Força (N)



CURVAS DE CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES DE TENSÃO TOTAL E POROPRESSÃO



CURVAS DE CALIBRAÇÃO DOS SENSORES DO T-BAR



INFORMAÇÕES ADICIONAIS DOS SENSORES

INFORMAÇÕES SOBRE OS TRANSDUTORES (PETRO DUTO) - JOSÉ MAURÍCIO													
Transdutor	Range	Unidade Range	Sensibilidade	Unidade Sensibilidade	Aliment. (V)	Fundo de Escala (mV)	Fundo de Escala (V)	Range Labview Volts (+ - V)	Ganho	Mod/CN	Constante Calib Câmara	Unidade da Constante	Range Calib Labview (+-)
Haste A	25	N	0,0826	mV/N	10	2,065	0,002065	0,025	400	Mod1/Cn0	12103,082	N	302,57705
Kyowa I 500 (TTcx1)	500	kPa	0,946	mV/V	3	2,838	0,002838	0,01	1000	Mod1/Cn1	176271,5361	Kpa	1762,71536
PP 7516 (PP1)	100	PSI	0,158	mV/V/PSI	5	79	0,079	0,1	100	Mod1/Cn2	8914,827718	Kpa	891,482772
Kyowa J 500 (TT1)	500	kPa	0,965	mV/V	3	2,895	0,002895	0,01	1000	Mod1/Cn3	176674,0128	Kpa	1766,74013
PP 7518 (PP2)	100	PSI	0,161	mV/V/PSI	5	80,5	0,0805	0,1	100	Mod1/Cn4	8678,916738	Kpa	867,891674
Kyowa I 1M (TT2)	1000	kPa	0,946	mV/V	3	2,838	0,002838	0,01	1000	Mod1/Cn5	348458,0943	Kpa	3484,58094
PP 7528 (PP3)	200	PSI	0,079	mV/V/PSI	5	79	0,079	0,1	100	Mod1/Cn6	17722,0152	Kpa	1772,20152
Kyowa K 1M (TT3)	1000	kPa	0,985	mv/V	3	2,955	0,002955	0,01	1000	Mod1/Cn7	349896,5079	Kpa	3498,96508
Haste B	25	N	0,0871	mV/N	10	2,178	0,0021775	0,025	400	Mod2/Cn0	11480,448	N	287,0112
Kyowa K 500 (TTcx2)	500	kPa	0,985	mV/V	3	2,955	0,002955	0,01	1000	Mod2/Cn1	173129,2626	Kpa	1731,29263
SG Tbar	200	N	0,007291	mV/N	10	1,4582	0,0014582	0,1	100	Mod2/Cn2	137164,8	N	13716,48
CC SV 50	500	N	2	mV/V	5	10	0,01	0,1	100	Mod2/Cn3	-49107,61385	N	-4910,7614

