

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos

Bruno Oliveira Rodrigues

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE ESCOAMENTOS PROVENIENTES DE
RUPTURAS HIPOTÉTICAS DE PILHAS DE REJEITO POR MEIO DE MÉTODOS
EMPÍRICOS E HIDRODINÂMICOS**

Belo Horizonte
2024

Bruno Oliveira Rodrigues

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE ESCOAMENTOS PROVENIENTES DE
RUPTURAS HIPOTÉTICAS DE PILHAS DE REJEITO POR MEIO DE MÉTODOS
EMPÍRICOS E HIDRODINÂMICOS**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos.

Área de concentração: Recursos Hídricos

Linha de pesquisa: Modelagem Física e Matemática em Hidráulica

Orientador: Luiz Rafael Palmier

Belo Horizonte
2024

R696a	<p>Rodrigues, Bruno Oliveira. Avaliação do comportamento de escoamentos provenientes de rupturas hipotéticas de pilhas de rejeito por meio de métodos empíricos e hidrodinâmicos [recurso eletrônico] / Bruno Oliveira Rodrigues. – 2024. 1 recurso online (233 f. : il., color.) : pdf.</p> <p>Orientador: Luiz Rafael Palmier.</p> <p>Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.</p> <p>Anexos: f. 220-233.</p> <p>Inclui bibliografia. Exigências do sistema: Adobe Acrobat Reader.</p> <p>1. Engenharia sanitária - Teses. 2. Recursos hídricos - Desenvolvimento - Teses. 3. Resíduos - Teses. 4. Escoamento - Teses. 5. Deslizamento - Teses. 6. Modelagem - Teses. I. Palmier, Luiz Rafael. II. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. III. Título.</p>
	CDU: 628(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM SANEAMENTO, MEIO AMBIENTE E RECURSOS HÍDRICOS

FOLHA DE APROVAÇÃO

"Avaliação do comportamento de escoamentos provenientes de rupturas hipotéticas de pilhas de rejeito por meio de métodos empíricos e hidrodinâmicos"

BRUNO OLIVEIRA RODRIGUES

Dissertação defendida e aprovada pela banca examinadora constituída pelos Senhores:

Prof. Luiz Rafael Palmier

Prof^a Ecidinéia Pinto Soares de Mendonça

Prof. Euripedes do Amaral Vargas Jr

Aprovada pelo Colegiado do PG SMARH

Versão Final aprovada por

Profa. Priscilla Macedo Moura

Prof. Luiz Rafael Palmier

Coordenadora

Orientador

Belo Horizonte, 22 de março de 2024.



Documento assinado eletronicamente por **Ecidineia Pinto Soares de Mendonca, Professora do Magistério Superior**, em 26/04/2024, às 10:51, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Luiz Rafael Palmier, Membro**, em 26/04/2024, às 11:05, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Euripedes do Amaral Vargas Junior, Usuário Externo**, em 13/05/2024, às 16:49, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



Documento assinado eletronicamente por **Priscilla Macedo Moura, Coordenador(a) de curso de pós-graduação**, em 14/05/2024, às 14:11, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 5º do [Decreto nº 10.543, de 13 de novembro de 2020](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://sei.ufmg.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **3124148** e o código CRC **04517513**.

*À minha avó Lourdinha e ao meu avô
Genaro, inspirações eternas.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço à minha mãe, Consuelita, cujos esforços e orgulho por mim nunca foram poupados. Ao meu pai Ricardo, pela inspiração e admiração eternos por mim e pelo meu trabalho. Ao meu irmão Artur, que molda meus sonhos e meu futuro. À minha noiva Isadora, pelo amor incondicional, pela compreensão constante, pela ajuda com Elton John e com lasanha de quatro fungos e – não podia faltar – pela ideia dessa dissertação que me faz mestre.

Agradeço também a todas as instituições, acadêmicas e profissionais, que moldaram o engenheiro que sou hoje. A professores como Palmier, Vargas, Néia, Julian e Priscilla, pelas contribuições e engrandecimento do meu trabalho. Aos meus colegas de mestrado, Gabriel, Natália, Vitor, Rodrigo, Leo e Josi, pela camaradagem, pelo simpósio e pelos churrascos, não tão pontuais. Aos meus colegas de vida, Bruninha, Carol, Pedro, Gabriel, Luciano, Nahyan, Shielan, Naiala e Marcela, pelas ajudas primordiais para esta dissertação. À Joanna, por ter me cedido a licença do MADflow, e ao Benício, por ter me fornecido a licença do RiverFlow2D. Aos meus queridos chefes, Henrique, Gada, Aquino, André, Luiz, Cibele e Bruno, pela confiança – desde quando demorei três meses para fazer minha primeira equação i-d-f e me apaixonar por recursos hídricos. Por último, aos meus amigos do peito, muitos para citar, que iluminaram meu caminho com leveza, risadas e apoio.

“Somente o rio, largo volume de água, caminho das embarcações e morada dos peixes, o mesmo de toda a vida a lhe conduzir pelos meandros de sua história.” (Junior, 2023, p. 172)

RESUMO

O presente trabalho buscou analisar o comportamento de escoamentos provenientes de rupturas hipotéticas de pilhas de rejeitos. A pesquisa enfatizou análises hidrodinâmicas bidimensionais e comparou os resultados com métodos empíricos para predição de massas mobilizáveis.

Impulsionada pela busca por maior segurança em estruturas de mineração, observa-se expansão na produção de rejeitos filtrados e na utilização de empilhamentos como alternativas para disposição. Entretanto, persistem lacunas quanto a estudos de ruptura hipotética dessas estruturas mediante diferentes conformações topográficas, formulações reológicas e elementos a jusante. Desse modo, há uma oportunidade de aprofundar discussões quanto à sensibilidade de variáveis de entrada requeridas e de métodos de resolução existentes.

Propôs-se a construção de duas pilhas hipotéticas. A Pilha 1 foi montada em vale e associada a relevo acidentado; a Pilha 2, de configuração geométrica bolo de noiva, foi construída em topografia plana. Admitiu-se susceptibilidade à liquefação dos rejeitos nas duas estruturas.

Efetuaram-se simulações dinâmicas nos modelos MADflow e RiverFlow2D. Para a quantificação da poropressão, empregou-se o conceito do ângulo de atrito aparente. Os alcances longitudinais fornecidos pelos dois programas foram similares, indicando semelhança no tratamento dos termos reológicos para caracterização da resistência ao escoamento.

No MADflow, notou-se espalhamento lateral considerável dos rejeitos provenientes da ruptura da Pilha 1 para o menor ângulo de atrito aparente. Validou-se a hipótese de que esse espalhamento era devido aos coeficientes de empuxo lateral, que mediam estados ativo e passivo de tensões. A incorporação da aceleração centrípeta agregou estabilidade à modelagem e sanou a discrepância numérica. A variação dos dois parâmetros – aceleração centrípeta e empuxo lateral – aventa a alta sensibilidade de modelos dinâmicos puramente friccionais.

Em ambos os programas, a formulação friccional forneceu velocidades médias mais altas e desacelerações bruscas na porção posterior do escoamento. Quando um componente de turbulência era adicionado, observaram-se desacelerações graduais e velocidades médias críveis. Assim, quando há susceptibilidade à liquefação da massa mobilizável, espera-se que a incorporação da turbulência agregue resultados mais realistas.

Quando comparados os comportamentos do escoamento nos dois relevos, observou-se diferença no espalhamento lateral dos rejeitos para a pilha assentada em topografia plana, mesmo com semelhança dos volumes mobilizáveis. Essa distinção pode ser útil em estudos locais preliminares para empilhamentos bolo de noiva.

Analisou-se também a interação do escoamento proveniente da ruptura da Pilha 1 com cursos d'água, bem como a susceptibilidade de ruptura de uma barragem de contenção de sedimentos localizada a jusante. A entrada dos rejeitos da pilha no reservatório da barragem acarretou galgamento desta, a partir do qual se considerou a ruptura em cascata das duas estruturas. Indicou-se que técnicas tradicionalmente utilizadas para dimensionamento hidrológico de barragens podem ser insuficientes quando situadas a jusante de empilhamentos.

Por fim, equações empíricas para a predição do ângulo de alcance e da área inundada foram calculadas e contrastadas com as soluções numéricas. Observaram-se discrepâncias principalmente quando o modelo friccional era unicamente utilizado e o menor ângulo de atrito aparente era analisado. Comprovou-se que a utilização de técnicas empíricas deve prosseguir com cautela, especialmente em casos de susceptibilidade à liquefação da massa mobilizável.

Palavras-chave: ruptura de pilha; escoamento de rejeito; pilha de rejeito; modelagem de deslizamento.

ABSTRACT

This study aimed to analyze the tailings runout behavior resulting from hypothetical dry stack failures. The research emphasized two-dimensional hydrodynamic analyses and compared the obtained results with empirical methods for predicting landslides and tailings flow.

Driven by the search for greater safety in mining structures, there is an expansion in the production of filtered tailings and the use of dry stacks as alternatives for disposal. However, gaps remain concerning studies of hypothetical failures of these structures under different topographic configurations, rheological formulations, and downstream elements. Thus, there is an opportunity to deepen discussions regarding the sensitivity of required input variables, as well as to compare results from different existing methods.

Two hypothetical dry stack structures were proposed. Stack 1 was set up in a valley and tied to topographic constraints, while Stack 2, with a heaped configuration, was built on flat terrain. The tailings in both structures were assumed to be susceptible to liquefaction.

Dynamic simulations were performed using the RiverFlow2D and MADflow models. The concept of apparent friction angle was employed to quantify the pore fluid pressure. The longitudinal extents provided by both modeling packages were similar, indicating similarity in the treatment of rheological terms for characterizing flow resistance.

In MADflow, significant lateral spreading for the tailings runout due to Stack 1 failure was observed for the lowest apparent friction angle. The hypothesis that this spreading was due to the lateral earth pressure coefficients, which mediate active and passive stress states, was validated. Incorporating centripetal acceleration added stability to the model and solved the numerical discrepancy. The variation of the two parameters – centripetal acceleration and lateral earth pressure – suggests the high sensitivity of purely frictional dynamic models.

In both programs, the frictional formulation provided higher average velocities and abrupt deceleration at the trailing portion of the flow. When a turbulence component was added, gradual decelerations and credible average velocities were observed. Thus, when there is susceptibility to liquefaction as a mechanism of failure propagation, the incorporation of turbulence is expected to yield more realistic results.

When comparing the flow behavior on the two topographies, a difference in the lateral spreading of the tailings for the structure sitting on flat topography was observed, even with similar outflow volumes. This distinction may be helpful in preliminary locational studies for heaped tailings stacks.

The interaction of the tailings outflow from the failure of Stack 1 in the presence of watercourses, as well as the susceptibility of a downstream sediment containment dam breach, was also analyzed. The entry of the filtered tailings into the dam reservoir led to its overtopping, from which the cascading failure of the two structures was considered. It was indicated that traditionally used techniques for the hydrologic design of dams may be insufficient when located downstream of dry stacks.

Finally, empirical equations for predicting the reach angle and the planimetric inundated area were calculated and compared with the numerical solutions. In this comparison, discrepancies were mainly observed when the frictional model was solely used, and the lowest apparent friction angle was analyzed. It was highlighted that the use of empirical techniques should proceed with caution, especially in mechanisms of failure propagation associated with liquefaction.

Keywords: stack break; tailings runoff; dry stack; landslide modeling.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Resultados dos testes de escoamento granular para inclinação nula (à esquerda) e de 10° (à direita) da calha	38
Figura 2 – Diferentes arranjos de pilhas de rejeito baseados nas conformações topográficas: (a) em vale; (b) transversal ao vale; (c) de encosta; (d) de crista; e (e) bolo de noiva	39
Figura 3 – Diagrama esquemático para a contenção de sedimentos em pilhas de mineração.....	42
Figura 4 – Diagrama esquemático de uma instalação de rejeitos filtrados	43
Figura 5 – Amostras de rejeitos de platina e paládio com diferentes teores de umidade sob testes de abaixamento	43
Figura 6 – Amostras de rejeitos de minério de carvão em diferentes teores de umidade sob testes de abaixamento	44
Figura 7 – Tipos de escoamento a partir das concentrações de sólidos para diferentes magnitudes de peso específico relativo (Gs).....	45
Figura 8 – Fatores mecânicos intervenientes do comportamento de escoamentos geofísicos	50
Figura 9 – Processos de dilatação e contração da massa mobilizável devido a variações da poropressão	53
Figura 10 – Histograma dos ângulos de atrito aparentes em modelagens de retroanálise de escoamentos provenientes de rupturas de pilhas de estéril na Colúmbia Britânica	56
Figura 11 – Resposta não drenada típica de um solo contrátil saturado quanto à deformação cisalhante e à tensão vertical efetiva.....	58
Figura 12 – Estimativa da área e do volume envolvido em uma ruptura de estrutura de rejeito	71
Figura 13 – Variáveis geométricas notáveis de um deslizamento.....	76
Figura 14 – Nomenclatura e definições utilizadas por Hunter e Fell (2001, 2003) para o estudo da mobilidade de deslizamentos	79
Figura 15 – Gráfico da razão entre altura de queda e distância longitudinal percorrida versus tangente do ângulo do talude imediatamente a jusante da fonte para pilhas de estéril sob comportamento contrátil.....	81

Figura 16 – Intervalos de probabilidades de excedência para condições não confinadas no evento de Aberfan calculadas por meio de equação de sobrevivência	82
Figura 17 – Gráfico da estabilidade da massa mobilizada em função de diferentes ângulos de disposição do rejeito escoado.....	87
Figura 18 – Manchas de inundação resultantes da análise de sensibilidade da ruptura de uma barragem de rejeitos inativa para diferentes razões de resistência liquefeita simulada no MADflow.....	104
Figura 19 – Configuração final de ruptura de uma pilha de rejeitos hipotética simulada no DAN.....	106
Figura 20 – Mapa de profundidades máximas associadas à retroanálise da ruptura de Las Palmas simulada no HEC-RAS	108
Figura 21 – Configuração em cascata de uma pilha de rejeitos a montante e uma estrutura de contenção de sedimentos a jusante	109
Figura 22 – Desenhos tridimensionais representativos das Pilhas 1 (à esquerda) e 2 (à direita).....	119
Figura 23 – Variáveis de entrada para a análise de estabilidade da Pilha 1	122
Figura 24 – Variáveis de entrada para a análise de estabilidade da Pilha 2	122
Figura 25 – Uso e classificação do solo adotado para a região de propagação dos rejeitos provenientes da ruptura da Pilha 1	126
Figura 26 – Uso e classificação do solo adotado para a região de propagação dos rejeitos provenientes da ruptura da Pilha 2	127
Figura 27 – Localizações dos cursos d'água e do eixo da barragem de contenção de sedimentos e condições de contorno utilizadas nas simulações hidrodinâmicas....	132
Figura 28 – Perfis longitudinais e simbologia das seções transversais para a análise de resultados da Pilha 1	136
Figura 29 – Diagrama metodológico do presente trabalho.....	138
Figura 30 – Superfície de ruptura e fator de segurança para a primeira análise de estabilidade da Pilha 1; razão de resistência liquefeita de 0,05 para os rejeitos saturados.....	141
Figura 31 – Superfície de ruptura e fator de segurança para a primeira análise de estabilidade da Pilha 1; razão de resistência liquefeita de 0,12 para os rejeitos saturados.....	141

Figura 32 – Superfície de ruptura e fator de segurança para a análise de estabilidade da Pilha 2	143
Figura 33 – Distâncias longitudinais da crista ao pé das superfícies de ruptura calculadas pelas análises de estabilidade por equilíbrio limite para a Pilha 1 (em metros)	143
Figura 34 – Distância longitudinal da crista ao pé da superfície de ruptura calculada pela análise de estabilidade por equilíbrio limite para a Pilha 2 (em metros)	143
Figura 35 – Manchas de inundação obtidas para as simulações RF-1A, RF-1B e RF-1C (puramente friccionais)	146
Figura 36 – Perfil longitudinal de elevações máximas do escoamento para as simulações RF-1A, RF-1B e RF-1C (puramente friccionais)	146
Figura 37 – Manchas de inundação obtidas para as simulações MAD-1A, MAD-1B e MAD-1C (puramente friccionais)	148
Figura 38 – Profundidades máximas obtidas para a simulação MAD-1A (puramente friccional, $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,05$)	149
Figura 39 – Manchas de inundação obtidas na substituição do ângulo de atrito dinâmico para o interno estático (puramente friccionais)	152
Figura 40 – Manchas de inundação obtidas na substituição dos coeficientes de empuxo lateral pela unidade (puramente friccionais)	153
Figura 41 – Perfil longitudinal de profundidades máximas de escoamento para a simulação MAD-1A original e a simulação associada aos coeficientes de empuxo lateral unitários (puramente friccionais)	154
Figura 42 – Manchas de inundação provenientes da simulação MAD-1A variando a incorporação da aceleração centrípeta (puramente friccional, $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,05$) ...	155
Figura 43 – Comparação entre intervalos de tempo computacional para a simulação MAD-1A variando a incorporação da aceleração centrípeta (puramente friccional, $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,05$)	156
Figura 44 – Evolução temporal das manchas de inundação provenientes da simulação MAD-1A sem a incorporação da aceleração centrípeta (puramente friccional, $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,05$)	157
Figura 45 – Manchas de inundação obtidas para as simulações RF-1C (puramente friccional) e RF-2C (componentes de atrito e turbulência)	158

Figura 46 – Variação das profundidades médias e velocidades médias ao longo das seções transversais analisadas para as simulações RF-1C e RF-2C (puramente friccionais e com componentes de atrito e turbulência).....	159
Figura 47 – Manchas de inundação obtidas para as simulações RF-2A, RF-2B e RF-2C (componentes de atrito e turbulência)	161
Figura 48 – Manchas de inundação obtidas para as simulações RF-3A, RF-3B e RF-3C (puramente friccionais)	162
Figura 49 – Perfil longitudinal de elevações máximas do escoamento para as simulações RF-3A, RF-3B e RF-3C (puramente friccionais).....	162
Figura 50 – Manchas de inundação obtidas para as simulações RF-4A, RF-4B e RF-4C (componentes de atrito e turbulência)	165
Figura 51 – Profundidades máximas obtidas para as simulações das vazões naturais dos cursos d'água em ambos os cenários climatológicos de modelagem	166
Figura 52 – Sequenciamento das magnitudes da concentração volumétrica para a ruptura da pilha de rejeitos no curso d'água para o cenário de modelagem de dia ameno (puramente friccionais)	167
Figura 53 – Sequenciamento das magnitudes da concentração volumétrica para a ruptura da pilha de rejeitos no curso d'água para ambos os cenários climatológicos de modelagem (componentes de atrito e turbulência)	168
Figura 54 – Sequenciamento da onda de inundação proveniente da ruptura da pilha de rejeitos no reservatório da barragem de contenção de sedimentos para ambos os cenários climatológicos de modelagem (componentes de atrito e turbulência).....	170
Figura 55 – Progressão das brechas de ruptura da barragem de contenção de sedimentos para os cenários ameno e chuvoso	171
Figura 56 – Sequenciamento da ruptura em cascata da pilha de rejeitos e da barragem de contenção de sedimentos para ambos os cenários climatológicos de modelagem (componentes de atrito e turbulência).....	173
Figura 57 – Variações dos erros relativos médios de acordo com o modelo de resistência friccional	181
Figura 58 – Relação do volume mobilizado pelo ângulo de alcance para as equações empíricas dependentes do volume mobilizável e contraste com o ângulo de alcance proveniente de simulações empíricas para as Pilhas 1 e 2.....	181
Figura 59 – Curvas de funções de sobrevivência para a mobilidade dos escoamentos de rejeitos das Pilhas 1 e 2	182

Figura 60 – Mapa dos alcances das manchas de inundação em contraste com as probabilidades de excedência calculadas	184
Figura 61 – Relação do volume mobilizado pela área de inundação para as equações empíricas e contraste com as áreas planimétricas provenientes de simulações empíricas para as Pilhas 1 e 2	188
Figura 62 – Fotografia da ruptura no pé da pilha de deposição de material de decapeamento de minério na Polônia, na década de 1970	221
Figura 63 – Fotografia da ruptura na base da pilha de deposição de estéril no Canadá, em 1989	222
Figura 64 – Fotografia da ruptura da pilha Abercynon, em dezembro de 1939	223
Figura 65 – Fotografia da ruptura de lasca da pilha de deposição de estéril no Canadá, em 1986	224
Figura 66 – Fotografia do escoamento proveniente da ruptura da pilha de codisposição de rejeitos e estéreis em Aberfan; fotografia datada de outubro de 1966	225
Figura 67 – Fotografias da cunha de ruptura da estrutura de rejeitos Las Palmas; fotografia datada de março de 2010.....	227
Figura 68 – Superfície final escorregada proveniente de uma ruptura de pilha de estéril	229
Figura 69 – Planta com mancha de inundação e perfil do escoamento proveniente da ruptura da pilha de Greenhills Cougar 7.....	230

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Modelos básicos e equações constitutivas correspondentes para descrever o comportamento de materiais	34
Tabela 2 – Classificação de escoamentos e mecanismos de transporte e deposição de rejeitos com base na concentração volumétrica.....	46
Tabela 3 – Classificação geotécnica e tipologia de rejeitos de mineração.....	50
Tabela 4 – Valores típicos de coeficientes de empuxo ativo e passivo para diferentes tipos de escoamentos geofísicos	63
Tabela 5 – Formulações disponíveis para coeficientes de empuxo lateral	65
Tabela 6 – Tipos de deslizamentos e graus de confinamento estudados por Corominas (1996) na mobilidade de deslizamentos	77
Tabela 7 – Valores de ângulo de alcance para pilhas de estéril sob comportamento contrátil.....	81
Tabela 8 – Formulações empíricas para estimativas de deslizamentos e escoamentos geofísicos	84
Tabela 9 – Casos de rupturas de estruturas de rejeito aplicáveis a pilhas de rejeito	94
Tabela 10 – Comparação entre potencialidades e limitações do RiverFlow2D e MADflow aplicadas a escoamentos não newtonianos.....	98
Tabela 11 – Formulações reológicas para a representação da resistência ao escoamento geofísico inseridas na mecânica dos meios contínuos	102
Tabela 12 – Exemplos de modelagens dinâmicas para estimativas de escoamentos de rejeitos.....	114
Tabela 13 – Características geométricas concebidas para as pilhas de rejeito	119
Tabela 14 – Características geotécnicas do rejeito e da fundação das pilhas analisadas	121
Tabela 15 – Nomenclatura das relações reológicas de resistência ao escoamento adotadas nos modelos dinâmicos	123
Tabela 16 – Valores dos coeficientes de Manning n (em $s.m^{-1/3}$) e Voellmy ξ (em m/s^2) adotados para a região de propagação dos rejeitos provenientes da ruptura da Pilha 1	125
Tabela 17 – Valores dos coeficientes de Manning n (em $s.m^{-1/3}$) adotados para a região de propagação dos rejeitos provenientes da ruptura da Pilha 2.....	125

Tabela 18 – Dados geomorfológicos, sedimentológicos e hidrológicos para a modelagem da ruptura da pilha de rejeito na presença de cursos d’água	129
Tabela 19 – Propriedades físicas para as classes de sedimentos modeladas nas simulações de ruptura da Pilha 1 com cursos d’água	133
Tabela 20 – Características inseridas no RiverFlow2D para a brecha de ruptura...	134
Tabela 21 – Simbologia adotada para a nomenclatura das simulações realizadas no MADflow e no RiverFlow2D.....	134
Tabela 22 – Valores dos fatores de segurança para diferentes razões de resistência liquefeita nas análises de estabilidade por equilíbrio limite para a Pilha 1	142
Tabela 23 – Comprimentos, larguras, alturas e volumes das massas mobilizáveis para as Pilhas 1 e 2.....	144
Tabela 24 – Valores de ângulos de atrito aparentes e coeficiente de poropressão para diferentes razões de resistência liquefeita; ângulo de atrito dinâmico de 18°	145
Tabela 25 – Distâncias e ângulos notáveis para as simulações RF-1A, RF-1B e RF-1C (puramente friccionais)	147
Tabela 26 – Coeficientes de empuxo lateral calculados para as simulações MAD-1A, MAD-1B e MAD-1C (puramente friccionais).....	150
Tabela 27 – Magnitudes de área de inundação ocupadas pelo escoamento de rejeitos nas simulações das Pilhas 1 e 2 (RiverFlow2D)	164
Tabela 28 – Valores para a brecha de ruptura da barragem de contenção de sedimentos	172
Tabela 29 – Profundidades máximas (m) em seções notáveis para os cenários estudados com influência de corpos d’água	174
Tabela 30 – Velocidades máximas (m/s) em seções notáveis para os cenários estudados com influência de corpos d’água	174
Tabela 31 – Quocientes de altura de queda e comprimento percorrido da massa mobilizável H/L , ângulos de alcance α e áreas de inundação para as simulações desenvolvidas no RiverFlow2D	176
Tabela 32 – Estimativas de H/L a partir do volume mobilizável para cada uma das estruturas de rejeito analisadas.....	178
Tabela 33 – Erros relativos das relações H/L provenientes de métodos empíricos e de modelagem dinâmica	179
Tabela 34 – Valores de probabilidade de excedência para as distâncias longitudinais alcançadas nas simulações dinâmicas	182

Tabela 35 – Valores da distância de percurso excessiva L_e e distância de percurso excessiva relativa L_r do escoamento de rejeitos para ângulos de atrito notáveis ..	185
Tabela 36 – Estimativas de área planimétrica inundada (em 10^5 m^2) a partir do volume mobilizável para cada uma das estruturas de rejeito analisadas	186
Tabela 37 – Erros relativos das áreas planimétricas provenientes de métodos empíricos e de modelagem dinâmica.....	187
Tabela 38 – Coeficiente c de mobilidade do escoamento para as simulações dinâmicas	188
Tabela 39 – Modos de falha de pilhas de mineração	220
Tabela 40 – Mecanismos de propagação de massa iniciais de pilhas de mineração	228

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

Siglas

ABNT: Associação Brasileira de Normas Técnicas

ANA: Associação Nacional de Águas e Saneamento Básico

ANM: Agência Nacional de Mineração

BCMWRPRC: *British Columbia Mine Waste Rock Pile Research Committee*

CANMET: *Canada Centre for Mineral and Energy Technology*

CDA: *Canadian Dam Association*

CN: curva número

CP-FB: *constant properties, fixed bed*, módulo do RiverFlow2D

CPT: *cone penetration test*

DAN: *Dynamic Analysis*

DEM: *discrete element method*

DPRI: *Disaster Prevention Research Institute*

FED: *finite element data*

FMEA: *failure mode and effect analysis*

GISTM: *Global Industry Standard on Tailings Management*

ICL: *International Consortium on Landslide*

ICOLD: *International Commission on Large Dams*

LEM: *limit equilibrium method*

MDA: *Mineral Development Agreement*

MPM: *material point method*

PMP: precipitação máxima provável

PPRE: plano de preparação e resposta à emergência

PSSA: *probabilistic slope stability assessment*

SHANSEP: *stress history and normalized soil engineering properties*

SPH: *smooth particle hydrodynamics*

TIN: *triangular irregular network*

TR: tempo de retorno

UDRA: *undrained dynamic-loading ring-shear apparatus*

VP-MB: *variables properties, movable bed*, módulo do RiverFlow2D

Alfabeto latino

A : área planimétrica de inundação

a : semieixo perpendicular à crista da barragem, de acordo com o método de Blight (2010)

B : largura do depósito geotécnico

b : semieixo paralelo à crista da barragem, de acordo com o método de Blight (2010)

c : coesão, no contexto de mecânica dos solos

c : coeficiente de mobilidade do escoamento, no contexto de equações empíricas

E : módulo de elasticidade

$E_b(U)$: vetor de fontes externas ao escoamento proveniente do fluxo de troca de saldo de massa

F : força de contato entre colunas deformáveis

f : coeficiente de atrito no modelo reológico friccional

$F(U)_x$: derivada espacial de fluxo na direção x

$F(\sigma)$: função normal aplicada na formulação de Saint-Venant

G_s : peso específico relativo

$G(U)_y$: derivada espacial de fluxo na direção y

g : aceleração da gravidade

g' : aceleração da gravidade corrigida com forças centrípetas

H : altura de queda

H_c : altura final da massa mobilizada, de acordo com o método de Lucia (1981)

H_0 : altura da estrutura de rejeitos, de acordo com o método de Jeyapalan (1980)

H_T : altura entre o ponto mais alto da superfície de ruptura e o pé do material mobilizado, de acordo com o método de Lucia (1981)

h : altura da barragem, de acordo com o método de Blight (2010)

h : profundidade do escoamento nos modelos reológicos friccional e de Voellmy

i : ângulo de ruptura, de acordo com o método de Blight (2010)

k : coeficiente de empuxo lateral

k_a : coeficiente de empuxo lateral ativo

k_p : coeficiente de empuxo lateral passivo

k_x : coeficiente de empuxo lateral na direção paralela ao sentido principal do escoamento

k_y : coeficiente de empuxo lateral na direção perpendicular ao sentido principal do escoamento

L : distância longitudinal percorrida

L_e : distância de percurso excessiva

L_r : distância de percurso excessiva relativa

m_5 : coeficiente de rugosidade de Manning relativo ao grau de feições meandricas

N : parâmetro de estabilidade, de acordo com o método de Ribeiro (2015)

N_0 : número adimensional, de acordo com o método de Lucia (1981)

n : coeficiente de rugosidade de Manning

n_0 : coeficiente de rugosidade de Manning relativo ao material envolvido no leito

n_1 : coeficiente de rugosidade de Manning relativo ao grau de irregularidade do leito

n_2 : coeficiente de rugosidade de Manning relativo às variações nas seções transversais

n_3 : coeficiente de rugosidade de Manning relativo às obstruções no caminho

n_4 : coeficiente de rugosidade de Manning relativo à densidade da vegetação

Q : vazão

R : resistência no modelo de Saint-Venant

R : parâmetro de viscosidade do escoamento dado por Jeyapalan (1980)

R^2 : coeficiente de determinação

r_u : coeficiente de poropressão

S : parâmetro de resistência ao escoamento dado por Jeyapalan (1980)

$S(U)_{x,y}$: vetor de fontes externas ao escoamento proveniente de múltiplas fontes

$S_b(U)$: vetor de fontes externas ao escoamento proveniente da variação de poropressão na interface entre o escoamento e o leito

$S_\tau(U)$: vetor de fontes externas ao escoamento proveniente das tensões de cisalhamento na interface entre o escoamento e o leito

s_u : resistência ao cisalhamento não drenada ou resistência ao cisalhamento liquefeita

$s_u(\text{pico})$: resistência de pico

$s_u(\text{pico})/\sigma'_{v0}$: razão de resistência de pico

$s_u(\text{liq})$: resistência ao cisalhamento liquefeita

$s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0}$: razão de resistência liquefeita

T : força de resistência na interface do escoamento com o leito

$T_{f(yy)}$: tensão da fase líquida na direção normal ao plano y atuante no plano y

$T_{s(xx)}$: tensão da fase sólida na direção normal ao plano x atuante no plano x

$T_{s(yy)}$: tensão da fase sólida na direção normal ao plano y atuante no plano y

$T_{s(xy)}$: tensão da fase sólida na direção normal ao plano x atuante no plano y

TR : tempo de retorno

\bar{U} : grau de adensamento médio dos rejeitos

U_t : derivada temporal proveniente dos princípios de conservação de massa e quantidade de movimento

u : poropressão

V : volume da massa mobilizada

v : velocidade do escoamento

\bar{v}_x : componente da velocidade dos sólidos paralela ao leito integrada verticalmente

W : força de atração gravitacional

x : direção do escoamento paralela ao leito

y : direção do escoamento normal ao leito

Alfabeto grego

α : ângulo de alcance

α_1 : ângulo do talude, de acordo com o método de Ribeiro (2015) (subscrito inserido para diferenciação em relação ao ângulo de alcance)

α_2 : ângulo imediatamente a jusante da fonte deslizada, de acordo com o método de Hunter e Fell (2001)

α_3 : ângulo estável de deposição do material escoado, de acordo com o método de Lucia (1981) (subscrito inserido para diferenciação em relação ao ângulo de alcance)

β : inclinação do terreno de acordo com o método de Lucia (1981) e do leito de acordo com o método de Jeyapalan (1980)

δ : ângulo de atrito basal

ε : deformação

ε^p : deformação plástica

$\dot{\varepsilon}$: taxa de deformação

η : viscosidade dinâmica

η_p : viscosidade dinâmica plástica, de acordo com o método de Jeyapalan (1980)

γ : peso específico

γ' : peso específico submerso

μ : viscosidade dinâmica

ϕ : ângulo de atrito interno

ϕ' : ângulo de atrito interno efetivo

ϕ_b : ângulo de atrito aparente

ϕ_y : ângulo de atrito mobilizado na resistência de pico

ρ : massa específica

σ : tensão normal

σ' : tensão normal efetiva

σ'_v ou σ'_{v0} : tensão vertical efetiva (inicial)

τ : tensão de cisalhamento

τ_b : tensão de cisalhamento basal

τ_y : tensão limite de escoamento

θ : ângulo de inclinação de um talude uniforme

ξ : coeficiente de Voellmy

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	27
2	OBJETIVOS	30
2.1	Objetivo geral	30
2.2	Objetivos específicos	30
3	REVISÃO DA LITERATURA	31
3.1	Noções de meios contínuos	32
3.1.1	Introdução aos modelos constitutivos	33
3.1.2	Considerações quanto à plasticidade	35
3.2	Fundamentos de pilhas de rejeito	39
3.2.1	Aspectos construtivos e geométricos	39
3.2.2	Concentração volumétrica de rejeitos filtrados	43
3.3	Introdução aos escoamentos geofísicos	47
3.3.1	Definições e importância	48
3.3.2	Fatores influenciadores	49
3.3.3	Atuação da poropressão	52
3.3.4	Ocorrência da liquefação	56
3.3.5	Artifício do empuxo lateral	60
3.4	Particularidades geotécnicas	66
3.4.1	Análises de estabilidade	67
3.4.2	Volume mobilizável	68
3.4.3	Credibilidade dos modos de falha e do volume mobilizável	72
3.4.4	Geotecnia de rejeitos filtrados	73
3.5	Métodos simplificados	75
3.5.1	Formulações empíricas de deslizamentos	75
3.5.2	Formulações para estruturas de rejeitos	87
3.6	Modelagens dinâmicas	90
3.6.1	Estabilidade da modelagem	91
3.6.2	Fases de escoamentos geofísicos	93
3.6.3	Modelagem computacional	94
3.6.4	Representação reológica	99
3.6.5	Escoamento de rejeitos provenientes de rupturas de empilhamentos	103
3.6.6	Presença de corpos d'água e estruturas de contenção de sedimentos	109
3.6.7	Modelagem de largas deformações e métodos sem malha	112
3.6.8	Resumo de modelos dinâmicos	113
3.7	Síntese bibliográfica	117

4	METODOLOGIA	119
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	140
5.1	Superfícies de ruptura e volumes mobilizáveis	140
5.2	Influência da poropressão	144
5.3	Efeito do empuxo lateral	150
5.4	Consideração da aceleração centrípeta.....	155
5.5	Incorporação da turbulência.....	157
5.6	Influência do relevo	161
5.7	Mistura com corpos d'água	165
5.8	Equações empíricas.....	176
6	CONCLUSÕES	190
	REFERÊNCIAS.....	195
	APÊNDICE A – Modos de falha de pilhas de mineração.....	220
	Ruptura no pé	220
	Ruptura na base	222
	Escorregamento rotacional da fundação	222
	Ruptura em lasca.....	223
	Escorregamento rotacional do maciço.....	224
	APÊNDICE B – Mecanismos de propagação da massa mobilizada.....	228
	Escorregamento	228
	Escoamento granular.....	229
	Liquefação estática e dinâmica.....	229
	Liquefação da superfície escorregada.....	231
	Carregamento rápido não drenado	232

1 INTRODUÇÃO

Rejeitos são materiais residuários de atividades de beneficiamento de minério. Devido à diversidade de tipos e qualidade de minérios procedentes, bem como à pluralidade de possíveis mecanismos físicos e químicos envolvidos no beneficiamento mineral, a constituição dos rejeitos – isto é, a proporção de partículas provenientes de rocha, água e aditivos – é bastante variada.

A grande variabilidade na composição dos rejeitos induz complexidade na estocagem e disposição no meio ambiente. Historicamente, os mecanismos de disposição variaram em função da tecnologia disponível, da demanda do mercado e de restrições legislativas e ambientais. Das quatro gerações para disposição de rejeitos citadas em Gomes (2009, p. 10), por exemplo, a última se configura no empilhamento de rejeitos filtrados. Essa técnica, comumente chamada de *dry stacking*, em inglês, sucede as fases de descartes descontrolados, contidos e armazenados em barragens.

O processo de filtragem envolve a desidratação dos rejeitos; tecnologias como filtros a vácuo ou filtros de alta pressão permitem a retenção das partículas sólidas. Uma vez filtrados, os rejeitos tipicamente são estocados, transportados e compactados em camadas autoportantes. No arranjo final essas estruturas são denominadas pilhas ou empilhamentos, formadas por zonas com e sem funções estruturais (Snow, 2022, p. 45; Davies; Mayhew; Anderson, 2022, p. 91).

Os empilhamentos de rejeitos filtrados estão presentes desde a década de 1980 em regiões do Chile e dos Estados Unidos (Davies *et al.*, 2010, p. 136) e são importantes alternativas de disposição de rejeitos em áreas de escassez hídrica. Nesses ambientes a recuperação de água na etapa de filtragem, próxima às unidades industriais, representa um custo significativamente menor do que a reconquista de água em reservatórios formados por barragens de rejeitos dispostos em polpa (Davies, 2011). Outras vantagens das pilhas de rejeito em relação às barragens são o maior controle de drenagem ácida e o menor risco de contaminação hidrogeológica (Copeland; Daigle; Strauss, 2023, p. 612), bem como a maior concentração de sólidos alcançada na filtragem e as condições de fundação menos favoráveis exigidas pelos aterros (Davies; Mayhew; Anderson, 2022, p. 92).

Além da importância de gerenciamento dos empilhamentos de rejeito durante sua vida útil, há também as necessidades de adequação das estruturas e de quantificação de seu dano potencial em termos legais e ambientais. No Brasil, até a presente data, não há regulamentos que tratem especificamente de requisitos para projetos, manutenção ou rupturas de pilhas de rejeito. Entretanto, há potencial para a adoção dessa alternativa de disposição no país (Consoli *et al.*, 2022; Rissoli *et al.*, 2023), em vistas à redução do risco de rupturas de barragens e à segurança de estruturas de armazenamento de rejeito.

No Brasil, a adoção de pilhas de rejeito está associada a variações de disponibilidade de minérios no território; de técnicas de tratamento e tecnologias de filtragem em unidades industriais; e de configurações topográficas e climatológicas nos locais de disposição. Como exemplo da variedade de fatores que influenciam na utilização e manutenção de pilhas de rejeito, Alves (2020) cita a variabilidade pluviométrica típica do sudeste brasileiro e a dificuldade da deposição e compactação de rejeitos filtrados em um empilhamento em um complexo minerário em Minas Gerais durante períodos chuvosos.

Embora, em geral, pilhas de rejeito filtrado apresentem maior segurança geotécnica e consequências limitadas em caso de ruptura, ainda há riscos de inobservância às diretrizes de projeto durante sua construção (Klohn Crippen Berger, 2017, p. v-vi). No caso de especificações construtivas e parâmetros hidráulicos e de resistência ao cisalhamento serem inadequados, aumentam-se o potencial de ruptura da estrutura e a susceptibilidade à liquefação (Lupo; Hall, 2010, p. 329; Ulrich; Coffin, 2013, p. 209; Crystal; Hore; Ezama, 2018, p. 216; Ulrich, 2019, p. 76).

Espera-se que o comportamento do escoamento proveniente da ruptura dessas estruturas altere significativamente de acordo com características da bacia e variáveis de entrada em métodos numéricos. A presença de constrições topográficas, por exemplo, controla o espalhamento, confinamento e dissipação de energia do escoamento (McDougall, 2006, p. 19). A magnitude da resistência residual dos rejeitos, propriedade importante em casos de liquefação, influencia no alcance longitudinal de escoamentos (Chen; Becker, 2014, p. 6). A escolha da formulação reológica que representa a resistência ao escoamento acarreta diferenças nas

distribuições de parâmetros hidrodinâmicos (Hungar, 1995, p. 613; Naef *et al.*, 2006, p. 156-158; McKinnon; Hungar; McDougall, 2008, p. 20-21). Ainda, a presença de corpos d'água a jusante pode modificar consideravelmente o comportamento do escoamento (Pastor *et al.*, 2009; Garcia *et al.*, 2023).

Portanto, é relevante a análise de sensibilidade dessas variáveis em casos hipotéticos de ruptura de pilhas de rejeito (em inglês, o termo *stack break* pode ser utilizado). Há trabalhos de modelagens que buscaram retroanalisar escoamentos provenientes de rupturas existentes (Hungar, 1995; Poulsen *et al.*, 2014; Liu; McLeod, 2023) e prever propriedades do escoamento em casos hipotéticos de ruptura (Golder Associates, 1995; Pastor *et al.*, 2002; Sánchez-Peralta *et al.*, 2020; Muguet; Silva, 2022; Delandmeter *et al.*, 2023; Fernandes *et al.*, 2023) dessas estruturas. Também são disponíveis diretrizes de estudos de rupturas hipotéticas de estruturas de rejeito (Canadian Dam Association, 2021), que indicam métodos de simulação da totalidade dos tipos de escoamentos de rejeitos – dentre esses, citam-se os programas de modelagem bidimensional MADflow e RiverFlow2D. Entretanto, ainda são escassos trabalhos que buscam avaliar a sensibilidade de variáveis de entrada e comparar diferentes métodos de previsão da massa mobilizável.

Essa avaliação levanta discussões sobre potencialidades e limitações de métodos existentes, que buscam prever características do escoamento tanto empírica, quanto dinamicamente. Adicionalmente, a representação da mancha de inundação e a análise dos parâmetros hidrodinâmicos provenientes de uma simulação de ruptura hipotética podem ser importantes para empreendedores e comunidades no projeto de pilhas novas e na adequação de estruturas existentes.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo geral

Avaliar o comportamento de escoamentos provenientes de rupturas hipotéticas de pilhas de rejeito utilizando modelagem hidrodinâmica bidimensional baseada em malha computacional por meio dos *softwares* MADflow e RiverFlow2D e métodos empíricos.

2.2 Objetivos específicos

- Analisar diferentes abordagens reológicas de resistência ao escoamento na representação numérica do escoamento de rejeitos proveniente de rupturas de empilhamentos;
- Avaliar a influência da poropressão e da turbulência em relações de resistência friccionalis;
- Examinar a influência de diferentes conformações topográficas e a presença de corpos d'água no trajeto da massa mobilizável e nos parâmetros hidrodinâmicos do escoamento; e
- Comparar métodos empíricos e dinâmicos para estimativa do alcance longitudinal e da área de inundação ocupada pela massa mobilizável.

3 REVISÃO DA LITERATURA

A revisão bibliográfica do presente trabalho se divide em sete itens.

O item 3.1 apresenta noções básicas de mecânica dos meios contínuos, necessárias para o estabelecimento de conceitos fundamentais para a integridade do trabalho.

As pilhas de rejeito são abordadas no item 3.2, que traz generalidades sobre seus métodos de construção e de manutenção. Esse item também apresenta magnitudes de concentração volumétrica dessas estruturas, que norteiam estudos de ruptura hipotética de estruturas de rejeito e modelos numéricos utilizados para representação do escoamento.

Escoamentos geofísicos, em sua abrangência, são analisados no item 3.3. Fatores influenciadores à mobilidade desses fenômenos são citados. Propriedades como a manutenção da poropressão e a quantificação da resistência interna do escoamento são também contempladas.

Princípios geotécnicos de estabilidade de taludes pelo método do equilíbrio limite, métodos de determinação de volume mobilizável e trabalhos que envolvem rejeitos filtrados são abordados no item 3.4. Especificamente, os trabalhos citados no subitem 3.4.4 serviram de base para a escolha de parâmetros de resistência ao cisalhamento, abordados na metodologia.

No que tange a métodos de predição do alcance de escoamentos geofísicos, provenientes de rupturas artificiais de geoestruturas ou rupturas naturais de taludes, várias classificações foram sugeridas (Chen; Lee, 2004, p. 17-21; McDougall, 2006, p. 10). Griswold (2004, p. 7) menciona as seguintes técnicas:

- A utilização de evidências históricas e geológicas de escoamentos passados para estimativas de limites de inundações futuras;
- O emprego de equações empíricas, calibradas mediante correlações estatísticas. O subitem 3.5.1 discute sobre alguns dos métodos disponíveis para a análise de escoamentos provenientes de deslizamentos e rupturas de pilhas de mineração originários de equações empírico-estatísticas;

- O uso de equações empíricas que introduzem relações de proporcionalidade por meio da escala de argumentos físicos (em inglês *statistical models constrained by physical scaling arguments*). Esses princípios pressupõem que depósitos em várias escalas retêm geometrias similares – por conseguinte, relações escalares podem ser feitas (Ghahramani *et al.*, 2020, p. 3427). O subitem 3.5.1 também abrange métodos específicos nesse contexto; e
- A aplicação de modelos fisicamente baseados – isto é, fundamentados em leis físicas de conservação da massa e da quantidade de movimento. Esses modelos, também chamados de analíticos (McDougall, 2006, p. 13), têm vários graus de complexidade. Especialmente para modelagens dinâmicas, detalhadas no item 3.6, esses modelos permitem o avanço na solução das equações de conservação de forma incremental no espaço e no tempo.

Por fim, o item 3.7 sintetiza os principais pontos abordados no referencial teórico e indica a motivação do presente trabalho.

3.1 Noções de meios contínuos

Previamente ao discorrimento de propriedades construtivas, geotécnicas e reológicas das pilhas de rejeito, bem como da representação do escoamento proveniente da ruptura dessas estruturas em modelagens empíricas e analíticas, é importante o estabelecimento de alguns conceitos fundamentais da mecânica dos meios contínuos. Por meio de equacionamentos matemáticos baseados em leis físicas universais, essa ciência provê as equações fundamentais para o estudo de teorias como elasticidade, plasticidade e mecânica dos fluidos (Mase; Mase, 1999, p. 16).

Os equacionamentos da mecânica dos meios contínuos configuram meios para a análise e a simulação de vários fenômenos naturais. São exemplos o modelamento de fluxos de água em meios subterrâneos, o estudo das interações entre solo e estruturas, e a análise de escoamentos geofísicos (Pastor; Tamagnini, 2004, p. 322).

Como será evidenciado nos subitens 3.2.2 e 3.3.1, a alta concentração volumétrica de rejeitos filtrados depositados em pilhas faz com que, para a maioria dos modos de falha, o mecanismo de propagação da massa mobilizável tenha características similares a escoamentos geofísicos – tradução adotada neste trabalho para o termo

debris flows e que pode englobar outros termos comumente utilizados na literatura, como *mud flows* e *flow slides* (Iverson, 1997b, p. 245).

Conceitos básicos da mecânica dos meios contínuos e suas deduções matemáticas, reológicas e geotécnicas configuram o alicerce para a interpretação de escoamentos geofísicos. Como exemplo, para o estudo de ruptura de estruturas de rejeito atreladas a altas magnitudes de concentração volumétrica, a Canadian Dam Association (2021, p. 58) indica a utilização de equações reológicas fundamentadas pela mecânica dos meios contínuos. Similarmente, para a simulação de escoamentos de rejeitos liquefeitos em terrenos inclinados, Martin, Al-Mamun e Small (2019, p. 13) indicam a utilização de modelos numéricos baseados na mecânica dos meios contínuos.

Ademais, o conceito normalmente adotado de “fluido aparente” durante simulações de escoamentos geofísicos é fundamentado nessa ciência. Quando se fala de um “fluido aparente”, denota-se que a profundidade e a extensão do escoamento são muito maiores do que o tamanho de suas partículas constituintes, de forma que o material seja tratado como um meio contínuo (Pirulli *et al.*, 2007, p. 1438). Dessa forma, em simulações, a consideração de “fluido aparente” faz com que as suas propriedades, como a feição externa e a velocidade média, sejam aproximadas àquelas da massa mobilizada (Hungry, 1995, p. 612).

3.1.1 Introdução aos modelos constitutivos

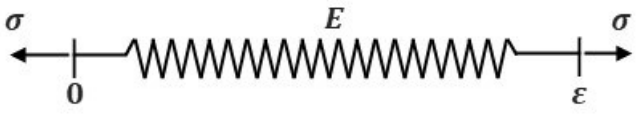
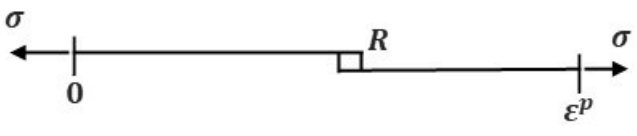
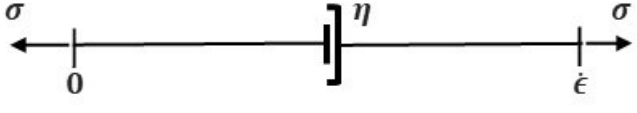
Princípios físicos presentes na mecânica dos meios contínuos buscam descrever o comportamento dos materiais de maneira universal. A aplicação desses princípios para descrever respostas distintas de materiais submetidos às mesmas condições pode ser estudada à luz de leis, equações ou *modelos materiais*. Esses modelos aplicam *equações constitutivas*, ou seja, relações matemáticas entre grandezas físicas, as quais a *teoria dos materiais* emprega para descrever o comportamento dos materiais. Sob o ponto de vista puramente mecânico, as equações constitutivas buscam relacionar as tensões atuantes em um sólido, em um determinado instante, com o movimento do sólido até aquele instante (Pimenta, 2006, p. 188).

Introdutoriamente, as equações materiais são geralmente estudadas por meio de modelos materiais unidimensionais. Esses modelos são formulados para um estado

uniaxial de tensões – em outras palavras, o estado de tensões é descrito por uma tensão normal nominal σ e o estado de deformações pelo alongamento linear ε na mesma direção (Pimenta, 2006, p. 193).

Na visualização do comportamento dos materiais sob o estado uniaxial de tensões, é útil a utilização de modelos analógicos – conjuntos de elementos mecânicos cujas respostas são similares àquelas esperadas em materiais reais (Lemaître; Chaboche, 1990, p. 99). Nesse contexto, podem ser descritos três modelos materiais básicos (Moczo; Kristek; Gális, 2014, p. 20-23), ilustrados na Tabela 1.¹

Tabela 1 – Modelos básicos e equações constitutivas correspondentes para descrever o comportamento de materiais

Modelo	Representação analógica	Equação constitutiva
Modelo elástico de Hooke		$\sigma = E\varepsilon$
Modelo plástico de Saint-Venant		$F(\sigma) = \sigma - R \leq 0$
Modelo viscoso de Newton		$\sigma = \eta \dot{\varepsilon}$

Fonte: Autoria própria

O modelo elástico de Hooke possui uma propriedade mecânica independente do tempo; ela é frequentemente denominada módulo de elasticidade E . Nele, as tensões σ em um dado momento do tempo dependem somente da deformação ε naquele mesmo tempo; a aplicação de uma tensão resulta na deformação instantânea. Sua formulação constitutiva é dada pela Equação 1.

$$\sigma = E\varepsilon \quad (1)$$

Opostamente, no modelo viscoso de Newton, as tensões em um dado momento de tempo dependem da taxa de deformação $\dot{\varepsilon}$. Nesse modelo, a única propriedade

¹ As representações da Tabela 1 seguem as convenções gerais de mecânica dos meios contínuos, onde tensões positivas são consideradas de tração. Entretanto, em mecânica dos solos, convencionou-se representar tensões compressivas como positivas.

material é a *viscosidade* η , independente do tempo. Sua formulação constitutiva é dada pela Equação 2.

$$\sigma = \eta \dot{\epsilon} \quad (2)$$

Já o modelo plástico de Saint-Venant pode ser representado conceitualmente por um corpo que escorrega sobre uma superfície horizontal plana com resistência R . Rigorosamente, o valor R representa o valor absoluto da tensão necessária para provocar o deslocamento do sólido do modelo e se assemelha, portanto, a um coeficiente de atrito. A Equação 3 demonstra a função constitutiva do modelo de Saint-Venant.

$$F(\sigma) = |\sigma| - R \leq 0 \quad (3)$$

Quando a função $F(\sigma)$ é inferior a zero, o material está em um estado rígido e não há deslizamento. Quando a função $F(\sigma)$ é igual a zero, o modelo está em estado plástico e há deslizamento. O modelo plástico apresenta deformações permanentes imediatas – ou seja, as deformações plásticas surgem imediatamente com a aplicação das tensões.

3.1.2 Considerações quanto à plasticidade

Sob uma ampla gama de circunstâncias, materiais de engenharia como metais, concreto, rochas e solos podem ser modelados sob a teoria da *plasticidade* (Souza Neto; Perić; Owen, 2008, p. 139). Materiais plásticos exibem um comportamento caracterizado por deformações permanentes que ocorrem independentemente da taxa de aplicação da carga ou tensão. A natureza da deformação plástica é governada por mecanismos internos de deslizamento e rearranjo estrutural, e não pela taxa de aplicação da tensão externa.

Em referência ao modelo material plástico de Saint-Venant, indicado na seção 3.1.1, um valor constante para a resistência R leva ao comportamento *perfeitamente plástico* do material em análise. Opostamente, se a resistência R não for constante e depender da deformação plástica, diz-se que o material apresenta encruamento (em inglês, *work-hardening*) (Pimenta, 2006, p. 195).

Materiais com comportamento perfeitamente ou parcialmente plástico são associados à *tensão limite de escoamento*, também chamada de tensão inicial de escoamento ou tensão limite de fluidez (do inglês *yield stress*).²

Há várias teorias que buscam estabelecer procedimentos de cálculo para a tensão limite do escoamento. Critérios como os de Tresca (1869) e Von Mises (1913) são insensíveis à tensão média – rigorosamente, o componente da pressão hidrostática do tensor de tensões não afeta o deslocamento do material.³ Enquanto esses critérios descrevem propriamente o comportamento de metais, eles podem não ser adequados para a caracterização do comportamento de materiais como solos e rochas. Nesses casos, critérios como o de Mohr-Coulomb, que combina as formulações propostas por Coulomb (1773) e Mohr (1900), bem como o de Drucker e Prager (1952) podem ser mais adequados, pois incorporam a dependência do limite de escoamento na pressão hidrostática do tensor de tensões (Souza Neto; Perić; Owen, 2008, p. 157-168).

Em uma dimensão, o critério de Mohr-Coulomb indica que o comportamento plástico do material começa quando, em um plano de um corpo, a tensão de cisalhamento τ e a tensão normal σ alcançam a combinação crítica dada pela Equação 4, dependente também da coesão c e do ângulo de atrito interno ϕ .

$$\tau = c + \sigma \tan \phi \quad (4)$$

Em solos, a *coesão* c é intrinsecamente relacionada à atração química entre partículas, que provoca uma resistência independente da tensão normal atuante no plano (Terzaghi, 1943, p. 5) – esses casos são chamados de *coesão verdadeira*.

Na análise de escoamentos geofísicos, a coesão é frequentemente anulada devido às quebras das ligações coesivas na ruptura dos solos (Iverson, 1997b, p. 256; Hungr,

² O conceito de tensão inicial de escoamento é associado a variações complexas de arranjo dos grãos, dinâmica de contato entre partículas e processos de histerese. Há autores que negam a existência desse limite (em pesquisas que remontam a Barnes e Walters (1985)), enquanto outros defendem a utilização dessa propriedade quando há taxas de cisalhamento suficientemente altas na aplicação prática de engenharia (Ancey, 2007, p. 7).

³ Resumidamente, as tensões em um ponto podem ser completamente especificadas por nove componentes de um elemento matemático denominado tensor de tensões. Esses componentes podem causar mudanças volumétricas – mediadas por componentes hidrostáticos – e distorções na forma do objeto – reguladas por componentes deviatóricos. Em critérios insensíveis à pressão, o deslocamento é proveniente somente dos componentes deviatóricos. Mais informações podem ser consultadas, por exemplo, em Kundu *et al.* (2016, p. 55-58, 126-130).

2017, p. 167; Chen; Lee, 2003, p. 278), especialmente diante de mobilizações de grandes proporções.⁴ Assim, a Equação 4 pode ser reescrita na formulação da Equação 5.

$$\tau = \sigma \tan \phi \quad (5)$$

O *ângulo de atrito interno* ϕ é altamente dependente da natureza e massa específica inicial do solo (Terzaghi, 1943, p. 8). Fundamentalmente, a resistência por atrito entre partículas pode ser demonstrada analogamente à representação esquemática de deslizamento de um corpo rígido sobre uma superfície plana horizontal, como consta didaticamente em Pinto (2006, p. 260-261); o ângulo de atrito, portanto, descreve a proporcionalidade entre a força tangencial e a força normal atuantes nesse corpo rígido.

O ângulo de atrito é extensivamente empregado em modelagens de escoamentos geofísicos – entretanto, devido à variedade de nomenclatura encontrada na literatura, é importante fazer duas distinções.

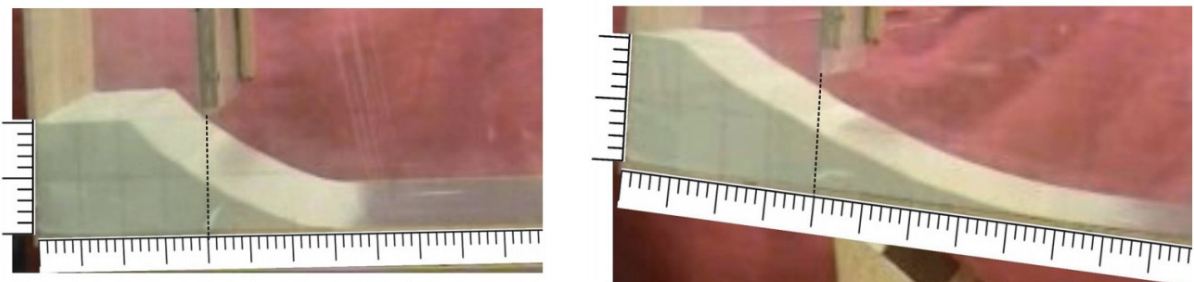
Primeiramente, o ângulo de atrito *interno* do material é diferente do ângulo de atrito *basal*. Enquanto o primeiro é a propriedade do material granular (ou da massa total deslizante), o segundo é pertinente à interface do material com a superfície. O ângulo de atrito basal é importante porque ele quantifica a resistência ao cisalhamento na interface do escoamento e da base topográfica – ou seja, ele representa o critério de estabilidade da base do escoamento.

O primeiro trabalho que associou os dois ângulos citados para a representação de escoamentos granulares foi o de Savage e Hutter (1989), também mencionado nos subitens 3.3.5 e 3.6. Ainda, o conhecimento dos valores desses dois ângulos pode ser considerado suficiente para governar modelos dinâmicos de representação de deslizamentos (McDougall, 2006, p. 15), que serão abordados no item 3.6.

⁴ Nos estágios iniciais desses escoamentos, entretanto, a coesão pode ser contabilizada a partir do grau de saturação inicial da massa mobilizada, em especial com o aumento da sucção entre partículas (Bui; Nguyen, 2017, p. 248).

Como exemplo, Hungr (2008, p. 1162) investigou os ângulos de atrito interno e basal de areias uniformes, em estado fofo, depositadas em um reservatório. O autor utilizou aparatos que permitiam promover a inclinação e a agitação do depósito e provocavam o movimento desse material, em um problema similar com o rompimento de uma barragem. Para uma base deslizante lisa, o autor obteve valores de 30° para o ângulo de atrito interno e $21,7^\circ$ para o ângulo de atrito basal. A Figura 1 ilustra as configurações finais dos experimentos para duas inclinações da calha.

Figura 1 – Resultados dos testes de escoamento granular para inclinação nula (à esquerda) e de 10° (à direita) da calha



Fonte: Hungr (2008, p. 1162)

Em segundo lugar, alguns autores distinguem o ângulo de atrito interno estático do *dinâmico*, e utilizam o último em modelagens empíricas e dinâmicas de escoamentos granulares (Hungr, 1995, p. 619; Hutter *et al.*, 1995, p. 142; Federico; Cesali, 2015, p. 2127). A diferença dos dois ângulos foi constatada na tese de Hungr (1981), publicada em Hungr e Morgenstern (1984a, 1984b), por meio da utilização de dois aparatos experimentais diferentes (vertedouros de calha lisa e equipamentos de cisalhamento por torção). Os autores notaram que o ângulo de atrito dinâmico dos materiais estudados⁵ era aproximadamente 4° menor do que o ângulo de repouso – frequentemente aproximado como o ângulo de atrito estático de materiais granulares.

A Equação 5 pode ser modificada para utilizar os termos efetivos da tensão normal σ' em situações em que o solo é saturado,⁶ tal como retratado na Equação 6; a relação

⁵ Os autores utilizaram areias saturadas e não saturadas, misturas de areias com pedregulhos e esferas industriais em ambos os testes.

⁶ Neste trabalho, as nomenclaturas "saturado" e "não saturado" se referem às misturas cujos interstícios do esqueleto sólido sejam, respectivamente, completamente ou parcialmente preenchidos por água (Hutter; Svendsen; Rickenmann, 1994, p. 3).

de proporcionalidade entre tensão normal efetiva σ' e poropressão u para situações saturadas é derivada dos resultados de experimentos feitos por Terzaghi (1923).

$$\tau = (\sigma - u) \tan \phi = \sigma' \tan \phi' \quad (6)$$

A influência da poropressão u nos escoamentos geofísicos e na ocorrência da liquefação será explicada nos subitens 3.3.3 e 3.3.4.

3.2 Fundamentos de pilhas de rejeito

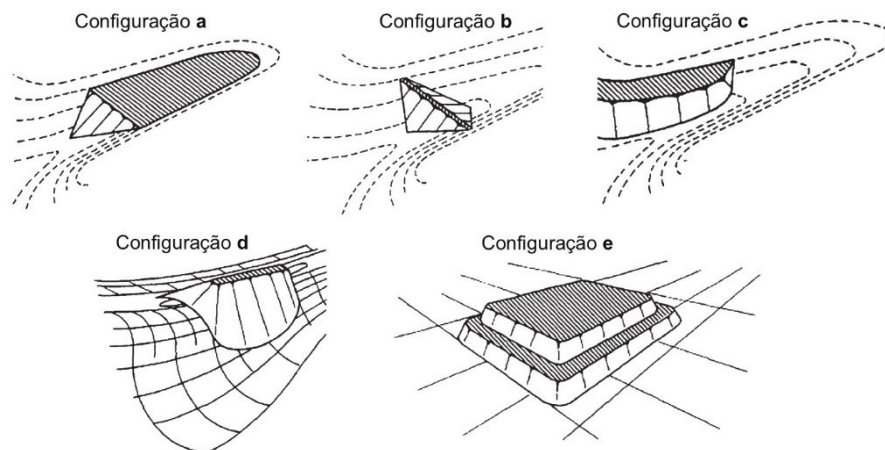
O histórico da disposição de rejeitos e características principais dos empilhamentos de rejeito foram brevemente abordados na introdução do presente trabalho. Como exposto, a filtragem de rejeitos e a disposição mecânica em camadas compactadas são práticas crescentemente comuns em complexos minerários no Brasil e no mundo.

3.2.1 Aspectos construtivos e geométricos

Habitualmente, os arranjos geométricos das pilhas de rejeito e de suas estruturas auxiliares – acessos, bermas de reforço e zonas estruturantes – conformam-se às configurações topográficas da área disponível.

Nesse sentido, autores como Wahler (1979, p. 140), Messrs *et al.* (1982, p. 24), Blight (2010, p. 14) e Hawley e Cuning (2017, p. 9) classificam as pilhas de rejeito de acordo com a topografia predominante no sítio minerário. A Figura 2 indica as cinco principais configurações mencionadas pelos autores.

Figura 2 – Diferentes arranjos de pilhas de rejeito baseados nas conformações topográficas: (a) em vale; (b) transversal ao vale; (c) de encosta; (d) de crista; e (e) bolo de noiva



Fonte: Traduzida de Hawley e Cuning (2017, p. 9)

No projeto de empilhamentos, ambientes de modelagem civil tridimensional como o Civil 3D (versão 2024, Autodesk, 2023), o Muk3D (versão 2021, MineBridge, 2021) e o Rhinoceros 3D (versão 7, Robert McNeel & Associates, 2023) permitem a inserção de taludes, platôs e características geométricas notáveis dessas estruturas. A base topográfica manipulada é geralmente proveniente de modelos digitais de elevação, como aqueles fornecidos pela Agência Nacional de Águas e Saneamento Básico (2014).

Sempre quando possível, as pilhas de rejeito situam-se próximas às plantas de filtragem. Dentre as tecnologias disponíveis na planta, os filtros de alta pressão permitem o desaguamento dos rejeitos de tal forma que o teor de umidade resultante seja apropriado para a compactação; após o transporte por caminhões ou transportadores de correia, a compactação pode ser feita por meio de técnicas tradicionais de terraplenagem (Klohn Crippen Berger, 2017, p. 25-27).

Frequentemente, as pilhas de rejeito são projetadas com zoneamentos de forma a otimizar a estabilidade e a integridade estrutural. A porção anterior da instalação, a jusante, é geralmente reforçada com rejeitos não saturados, compactados para formar uma zona estruturante robusta. A montante, posicionam-se rejeitos com compactação reduzida ou nula, que podem incluir materiais de alto teor de umidade, de baixa resistência ao cisalhamento ou com alta compressibilidade (Lupo; Hall, 2010, p. 331).

Na disposição de rejeitos filtrados em empilhamentos, há a necessidade de consideração de aspectos construtivos e gerenciais importantes. Como exemplo, Oldecop e Rodari (2021) estudaram os processos intervenientes da disposição de rejeitos na Mina Casposo, no oeste da Argentina. Ainda que a instalação tenha se performado satisfatoriamente no tempo analisado, as interações entre mina, planta de processamento e pilha tiveram que ser cuidadosamente planejadas e reorganizadas. Alguns cuidados notados nesse planejamento foram:

- Dimensionar apropriadamente as áreas das plataformas de disposição para diferentes alturas da pilha;
- Assegurar o ritmo e produtividade de construção dos aterros;
- Garantir áreas de contingência para disposição de rejeitos saturados; e

- Atestar o gerenciamento e o manejo das águas pluviais.

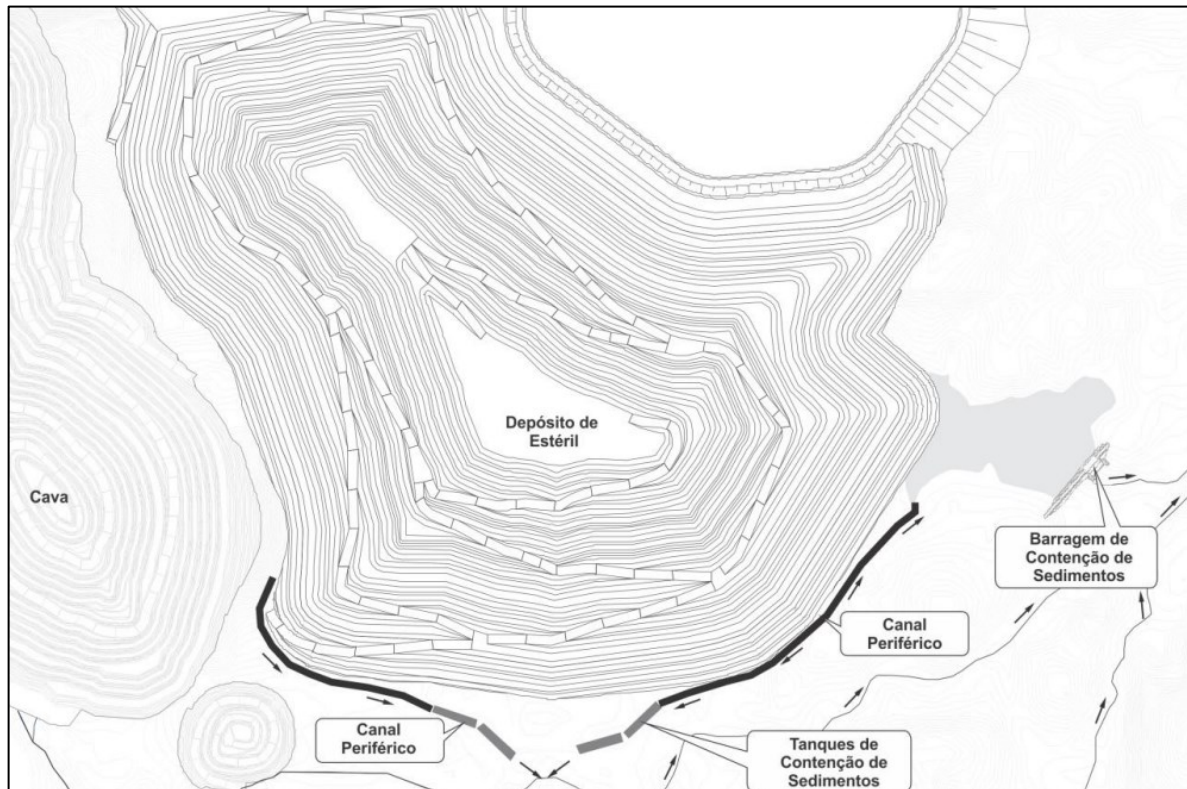
Quanto ao gerenciamento de águas pluviais, a execução de um sistema de drenagem superficial robusto é parte importante das pilhas de rejeitos. Klohn Crippen Berger (2017, p. 25-26) e Alves (2020, p. 92) citam o controle da água e dos sedimentos em eventos de chuvas intensas como desafiador em pilhas de rejeito. Carvalho (2017, p. 91-92), por exemplo, descreve o sistema de drenagem superficial de uma pilha de rejeitos em Rio Acima (Brasil), cujos dispositivos direcionavam as águas pluviais para uma estrutura de contenção de sedimentos.

Por não possuírem designadamente um volume de retenção de sedimentos, as pilhas de rejeito geralmente são projetadas juntamente com uma estrutura de contenção de sedimentos⁷ situada a jusante.⁸ O reservatório das estruturas de contenção de sedimentos permite reter partículas geradas tanto pela ação eólica, quanto pela erosão de águas pluviais carregadas nos taludes da pilha e em estruturas de drenagem superficial adjacentes. Pinheiro (2011, p. 210) exemplifica o arranjo de implantação de estrutura de sedimentos no pé de uma pilha de estéril presente na Figura 3; essa configuração pode ser adaptada para pilhas de rejeitos.

⁷ Costumemente, essas estruturas são chamadas de diques, visto a baixa altura do maciço. Entretanto, conforme denotado na NBR 13028 (Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2017) e na Resolução n°. 95 (Agência Nacional de Mineração, 2022), diques que possuem como propósito a contenção da descarga de sedimentos provenientes de atividades em mineração são enquadrados como barragens de mineração. Mais abrangentemente, essas estruturas também podem ser enquadradas como *sumps*, em referência à nomenclatura adotada para bacias de decantação, frequentemente utilizadas em sistemas de esgotamento sanitário.

⁸ Estruturas para a contenção e tratamento dos contaminantes são necessárias não somente para pilhas de rejeito, mas também para empilhamentos de materiais que apresentem periculosidade ou biodegradabilidade, combustibilidade ou solubilidade em água – notadamente os enquadrados nas classificações I ou IIA de acordo com a NBR 10004 (Associação Brasileira de Normas Técnicas, 2004).

Figura 3 – Diagrama esquemático para a contenção de sedimentos em pilhas de mineração



Fonte: Adaptada de Pinheiro (2011, p. 210)

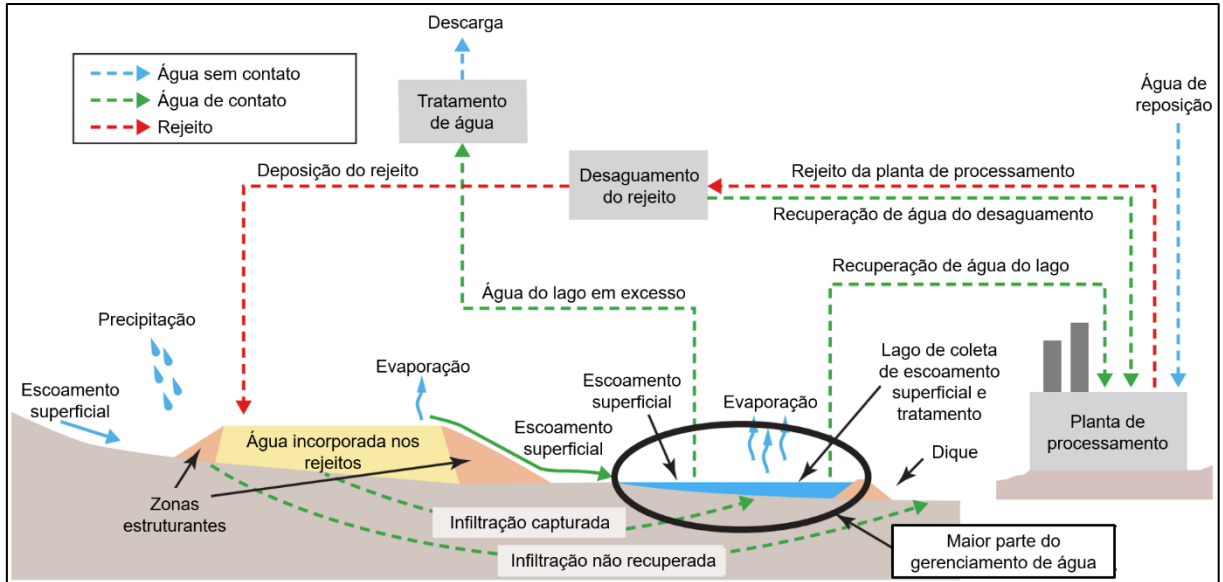
As estruturas de contenção de sedimentos são geralmente dimensionadas em um espaço confinado, com volume de residência suficiente para a retenção de partículas mais grosseiras e volume morto suficiente para a previsão de vida útil da estrutura. Essa vida útil inclui tanto a duração prevista para operação da pilha, quanto as limpezas e operações de manutenção da estrutura de contenção de sedimentos (Pinheiro, 2011, p. 76-83).

Maior proximidade da pilha de rejeito com sua estrutura de contenção de sedimentos induz economia na construção de estruturas de drenagem periféricas e de acessos construtivos. Devido à integração da bacia hidrográfica da pilha com a estrutura de contenção, a proximidade dos dois sistemas faz que o volume morto dimensionado seja reduzido. Entretanto, essa proximidade também induz complexidade no que se refere ao estudo de ruptura hipotética das pilhas de rejeito. Mais informações sobre esse tópico serão abordadas no subitem 3.6.6.

A Figura 4 ilustra esquematicamente os processos de gerenciamento de água e de rejeitos em uma instalação de rejeitos filtrados. Esse diagrama indica as principais

entradas de água e rejeito na pilha, no dique de contenção de sedimentos e na planta de processamento do complexo minerário.

Figura 4 – Diagrama esquemático de uma instalação de rejeitos filtrados



Fonte: Traduzida de Klohn Crippen Berger (2017, p. 24)

3.2.2 Concentração volumétrica de rejeitos filtrados

Um dos conceitos mais utilizados em análises de amostras de rejeito e classificações de escoamentos geofísicos é a *concentração de sólidos*. Esse conceito remete à quantidade de sólidos presentes em uma amostra proporcionalmente ao peso ou ao volume total da amostra – nesse último caso a concentração de sólidos é denominada *concentração volumétrica de sólidos* ou, simplesmente, *concentração volumétrica*.

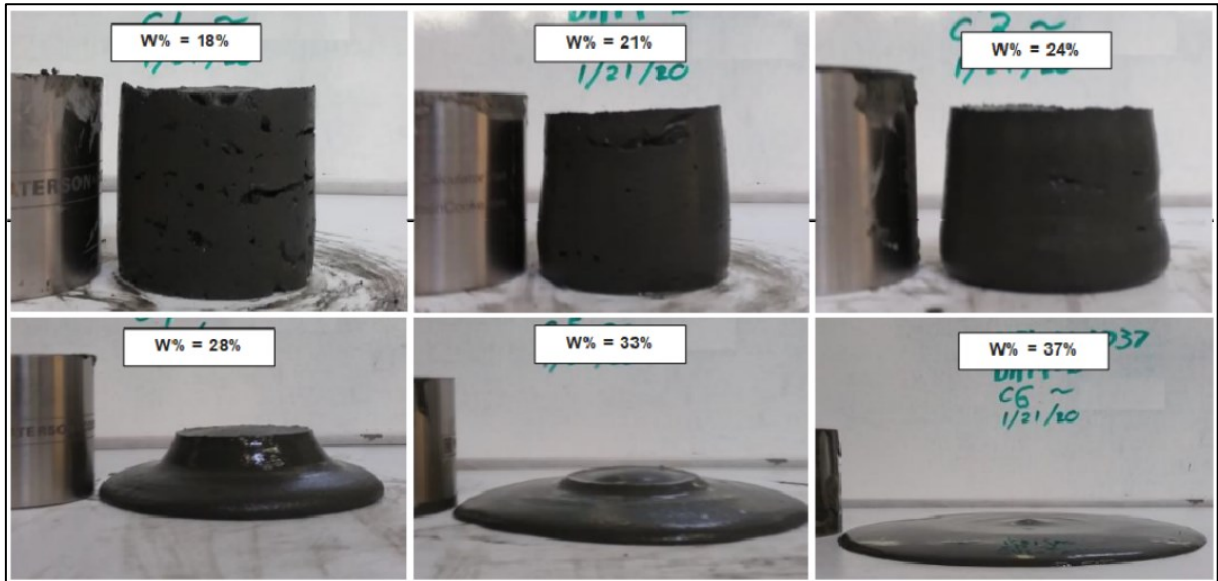
Didaticamente, as imagens mais comuns na literatura para a explicação da influência da concentração volumétrica se remetem a sequências de capturas de amostras de solo com teores de umidade diferentes, como ilustradas na Figura 5 e na Figura 6, durante testes de abaixamento (do inglês *slump tests*).

Figura 5 – Amostras de rejeitos de platina e paládio com diferentes teores de umidade sob testes de abaixamento



Fonte: Adams; Hall; Brouwer (2018, p. 11)

Figura 6 – Amostras de rejeitos de minério de carvão em diferentes teores de umidade sob testes de abaixamento



Fonte: Castellanos; Yong; Martin (2022, p. 7)

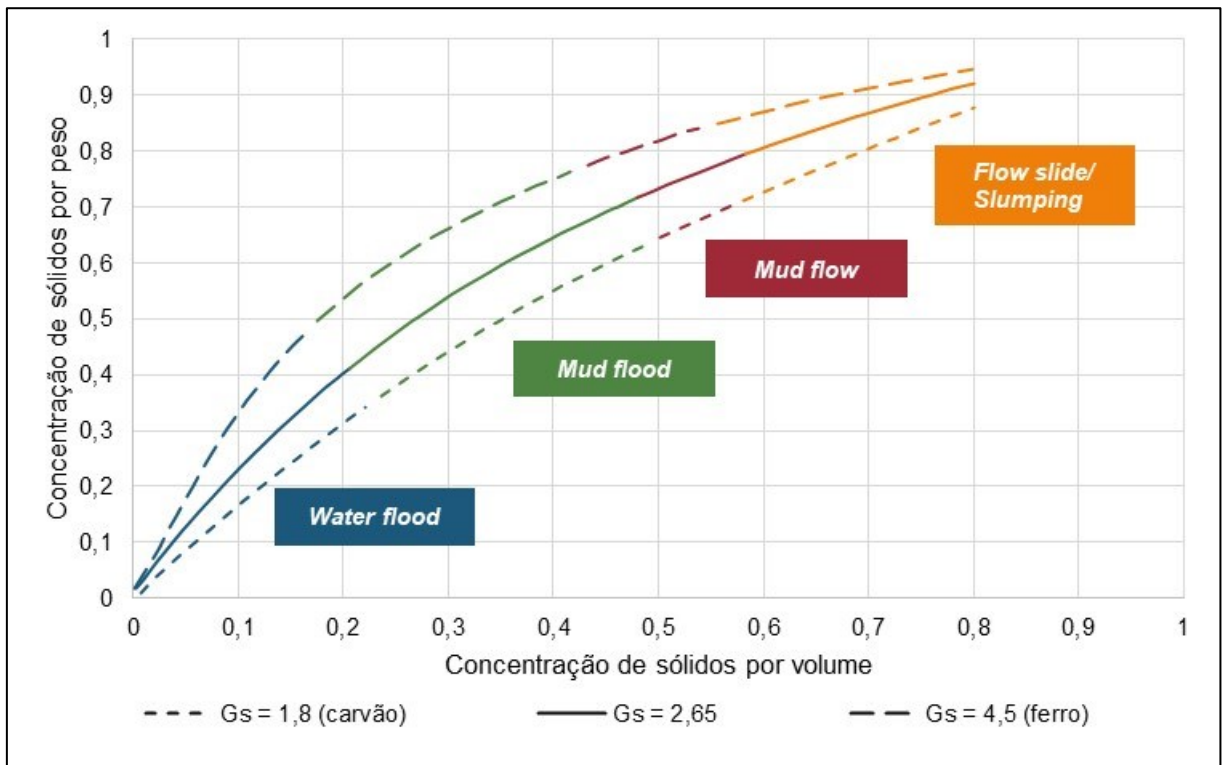
Para escoamentos geofísicos, a concentração volumétrica é uma variável que auxilia na classificação entre diferentes subtipos de escoamento. A classificação feita por O'Brien (1986, p. 49), modificada em O'Brien e Julien (1984, p. 263), Martin, Al-Mamun e Small (2019, p. 7) e Canadian Dam Association (2021, p. 23), é provavelmente a mais citada em estudos de rupturas de estruturas de rejeitos.

O objetivo principal do trabalho de O'Brien (1986) envolveu a investigação reológica de amostras de depósitos de *mud flows* do Colorado por meio de ensaios em viscosímetros. Uma das etapas dessa investigação era associada à delimitação de características de escoamentos para uma série de concentrações volumétricas por meio de experimentos em um tanque onde amostras eram pré-pesadas e peneiradas, misturadas com quantidades predeterminadas de água e inclinadas para observar a dinâmica do escoamento.

Baseado numa classificação anterior, esboçada pelo National Research Council (1982), O'Brien (1986) especificou características relacionadas ao espalhamento e à deformação de escoamentos geofísicos com certo nível de detalhe. Em particular, o autor determinou que escoamentos com concentração volumétrica superior a 50% seriam deslizamentos, associados ao escorregamento de blocos. Para concentrações volumétricas acima de 64%, o autor menciona que as condições do solo são não saturadas, sem haver um fenômeno de rastejo previamente à ruptura.

O trabalho de O'Brien (1986) foi adaptado para diferentes contextos de escoamentos geofísicos e é a referência principal para a classificação de escoamentos de rejeitos proposta por Canadian Dam Association (2021), ilustrada na Figura 7. No entanto, esse manual e outras publicações recomendam a análise de outras variáveis além da concentração volumétrica para a avaliação da reologia do escoamento, principalmente em caso de liquefação. Podem ser citadas as composições granulométrica e química dos rejeitos, o teor de umidade dos rejeitos e as condições de relevo, como o grau de confinamento e o gradiente topográfico (Pierson; Costa, 1987; Rickenmann, 1990; Martin; Al-Mamun; Small, 2019).

Figura 7 – Tipos de escoamento a partir das concentrações de sólidos para diferentes magnitudes de peso específico relativo (Gs)



Fonte: Traduzida de Canadian Dam Association (2021, p. 24)

Especificamente para escoamentos derivados de rupturas de estruturas de rejeitos, também pode ser citada a classificação mais sucinta elaborada por Liu e Henderson (2020), explicitada na Tabela 2.

Tabela 2 – Classificação de escoamentos e mecanismos de transporte e deposição de rejeitos com base na concentração volumétrica

Concentração volumétrica	Tipo de escoamento	Mecanismo de transporte dos rejeitos	Mecanismo de deposição de rejeitos
< 20%	<i>Streamflow</i>	Carga do leito e suspensão das partículas	Sedimentação
20% – 45%	<i>Mud flood</i>	Escoamento newtoniano ou não newtoniano	Sedimentação ou tensão limite de escoamento
45% – 55%	<i>Mud flow</i>	Escoamento não newtoniano	Tensão limite de escoamento e atrito
> 55%	<i>Landslide</i>	Abaixamento	Conservação da quantidade de movimento e atrito

Fonte: Traduzida de Liu e Henderson (2020, p. 161)

Pelas características físicas do rejeito filtrado e pelas operações construtivas das pilhas de rejeito, essas estruturas geralmente são associadas a altas concentrações volumétricas. Klohn Crippen Berger (2017) associa rejeitos filtrados à magnitude de mais de 80% de concentração de sólidos,⁹ situação em que há um comportamento “de um solo ao invés que de um fluido” (p. 23, tradução própria). Similarmente, Barbaran *et al.* (2023, p. 1) citam que, na filtração, os rejeitos são desaguados até um teor de sólidos maior que 85%. A International Commission on Large Dams (2019, p. 70) cita que o desaguamento adicional provocado pela filtragem de rejeitos leva à concentração de sólidos de 80% a 88%, dependendo da tecnologia utilizada e das durações dos ciclos. Gallardo Sepúlveda, Sáez Robert e Camacho-Tauta (2022, p. 1) mencionam a concentração de sólidos mínima de 77% para rejeitos filtrados.

Vários exemplos da literatura que explicitam as concentrações de sólidos em pilhas de rejeitos reais podem ser citados. Em uma planta de rejeitos sulfetados em Antofagasta (Chile), pesquisas tecnológicas com rejeitos filtrados em duas amostras forneceram concentrações de sólidos de 78% e 82% (Bouso Aragonés *et al.*, 2005, p. 155). Hahn (2019, p. 246), em experiências práticas de pilhas de rejeitos filtrados na Austrália, cita concentrações de sólidos de até 70%. Os filtros presentes na Mina Bulyanhulu, em Bubada (Tanzânia), aumentam a concentração de sólidos dos rejeitos de ouro para 74% (Weatherwax; Kipara, 2009, p. 42). Para a Mina Mogalakwena, em

⁹ Embora não seja explicitada no texto, essa magnitude provavelmente se refere à concentração de sólidos por peso; dado um valor de peso específico relativo de 3,6, por exemplo, a concentração de sólidos por volume correspondente é em torno de 52,6%. Essa observação é válida para as magnitudes citadas posteriormente no corrente parágrafo e no subsequente.

Mokopane (África do Sul), McGregor, Newman e López (2023, p. 1580) citam teores de sólidos entre 60% e 80% na produção de rejeitos filtrados de platina. Vargas e Campomanes (2022, p. 40-52) trazem exemplos da Pilha Potrerillos, em El Salvador (Chile), cujos rejeitos possuem concentração de sólidos entre 85% e 90%; do Projeto Cerro Lindo, em Chíncha (Peru), cuja planta de filtragem produz rejeitos com concentrações de sólidos entre 83% e 88%; da Pilha Curaubamba, em Patate (Peru), com rejeitos associados a concentrações de sólidos de aproximadamente 85%; e da Pilha Ramahuayco, em Callao (Peru), que recebe rejeitos com concentrações de sólidos de 88%. Adicionalmente, Lara, Pornillos e Muñoz (2013, p. 258) mencionam as pilhas de Mantos Verde, La Coipa e El Peñon (Chile), que recebem rejeitos filtrados com concentrações de sólidos entre 79% e 83%.

Isoladamente, as magnitudes de concentrações de sólidos mencionadas corroboram para o argumento de que, em caso de ruptura de pilhas de rejeitos, o comportamento esperado do escoamento geofísico assemelhe-se ao de um deslizamento. Fatores adicionais, como a susceptibilidade à liquefação e a influência da turbulência, serão abordados nos subitens 3.3.4 e 3.6.4. Ainda, a análise do comportamento do escoamento mediante gradientes topográficos diferentes configura um dos objetivos específicos do presente trabalho.

3.3 Introdução aos escoamentos geofísicos

Os escoamentos geofísicos são fenômenos complexos, muitas vezes imprevisíveis, com múltiplas possibilidades de origem, mobilização e deposição. A mobilização desses escoamentos requer três aspectos, quase simultâneos: ruptura da massa de solo inicialmente estática; água suficiente para a saturação parcial ou total da massa; e conversão da energia potencial para cinética (Iverson, 1997b, p. 255).

Essas características são similares a escoamentos de rejeitos provenientes de rupturas de estruturas. O alto potencial destrutivo e pouco tempo de preparo para as comunidades vizinhas (Blight, 1997, p. 17), a atuação de fenômenos climatológicos e sísmicos (Rana *et al.*, 2021, p. 6) e a importância de valores da massa específica inicial e do grau de saturação (Fontaine; Martin, 2015, p. 349) são alguns dos exemplos de fatores influenciadores tanto em escoamentos de rejeitos, quanto, de maneira geral, em escoamentos geofísicos.

3.3.1 Definições e importância

No presente trabalho, os escoamentos geofísicos englobam a gama de escoamentos não newtonianos com concentração de sólidos não desprezível. Como mencionado no subitem 3.2.2, a concentração volumétrica é rotineiramente utilizada para a classificação desses fenômenos; as revisões de literatura feitas por O'Brien (1986) e Rickenmann (1990) podem ser consultadas para conhecimento das nomenclaturas existentes para esses fenômenos a partir da concentração volumétrica.

Iverson (1997b) e outros pesquisadores defendem a utilização do termo *debris flow* como um conceito mais amplo:

Enquanto as forças de grãos sólidos dominam a física das avalanches, e as forças fluidas dominam a física das inundações, forças sólidas e fluidas devem atuar em conjunto para produzir um *debris flow*. Outros critérios para defini-los enfatizam concentrações de sedimentos, distribuições granulométricas, velocidades, resistências ao cisalhamento e taxas de cisalhamento [...], mas a necessidade de forças sólidas e fluidas interagindo faz uma distinção mais ampla e mecanicista. Por essa razão, muitos eventos identificados como *debris slides*, *debris torrents*, *debris floods*, *mudflows*, *mudslides*, *mudspates*, *hyperconcentrated flows* e lahares podem ser considerados como *debris flows* [...]. A diversa nomenclatura reflete as diversas origens, composições e aparências dos *debris flows*, desde correntes quiescentes de *slurries* arenosos até correntes turbulentas de pedregulhos e lama (Iverson, 1997b, p. 245, tradução própria).

Essa passagem demonstra a variabilidade dos escoamentos geofísicos. De fato, as várias classificações existentes podem confundir-se na mesma ocorrência. Como exemplo, Lima *et al.* (2020) dividiram o escoamento advindo da ruptura da Barragem B1, em Brumadinho (Brasil), em diferentes zonas de capacidade destrutiva; essas eram associadas a diferentes tipos de escoamentos, como *debris avalanche*, *debris flow* e *mudflow*.

Os escoamentos geofísicos também podem ser contextualizados dentro de tipos de movimento de massa. A classificação de deslizamentos feita por Varnes (1978), utilizada por Highland e Bobrowsky (2008) e posteriormente atualizada por Hungr, Leroueil e Picarelli (2014), indica seis tipos possíveis de movimento: queda (do inglês *fall*), tombamento (*topple*), deslizamento (*slide*), espalhamento (*spread*), escoamento (*flow*) e deformação de talude (*slope deformation*). Dentre eles, o escoamento é o mais abrangente, englobando desde escoamentos secos, sem presença ou acréscimo de poropressões, até escoamentos de argilas sensíveis do tipo *flowslide*.

O potencial destrutivo de escoamentos geofísicos alavanca o estudo não somente de modelos numéricos capazes de simulá-los, mas também de métodos de previsão e controle. Nesse contexto, as contribuições de Takahashi (2014) se destacam, como a utilização de dados de sensoriamento remoto e a realização de serviços de contenção de encostas e de drenagem urbana. Evidentemente, a previsão de escoamentos de rejeitos em caso de ruptura de estruturas de mineração envolve a implantação de sistema de monitoramento automatizado de instrumentação e a atuação de sistemas de defesas civis e autoridades governamentais (Agência Nacional de Mineração, 2022).


3.3.2 Fatores influenciadores

Visto a variedade de classificações existentes para escoamentos geofísicos, espera-se também que haja múltiplos fatores que influenciam seu comportamento. Condições climatológicas, como períodos de chuvas intensas, podem induzir aumento do nível do lençol freático, que incrementa a poropressão, reduz as tensões confinantes na massa de solo e resulta em deslizamentos (Anderson; Sitar, 1995, p. 544; Iverson, 2014, p. 16). Condições de relevo, como o grau de confinamento topográfico e a presença de seções de controle hidráulico, podem resultar em perdas de energia e alterações na dinâmica da quantidade de movimento (McDougall, 2006, p. 19).

Sob uma abordagem matemática, especialmente em modelagens computacionais, feições topográficas variadas induzem complexidades no tratamento da aceleração da gravidade, já que seus componentes nos eixos x , y e z assumem diferentes proporções baseadas na inclinação do terreno (Denlinger; Iverson, 2004, p. 4; Pirulli, 2005, p. 5.7; Pirulli *et al.*, 2007, p. 1441). O tratamento dessas complexidades é importante para a estabilidade em modelagens dinâmicas, tópico abordado no subitem 3.6.1.

Do ponto de vista mecânico, Iverson (1997b, p. 251-253) menciona variáveis das fases sólida e líquida, bem como variáveis interacionais e do meio, que contribuem para o comportamento diversificado de escoamentos geofísicos. A Figura 8 resume esses fatores.

Figura 8 – Fatores mecânicos intervenientes do comportamento de escoamentos geofísicos

	<p>Variáveis dos sólidos:</p> <p>δ: diâmetro médio característico</p> <p>ρ_s: massa específica do sólido</p> <p>ϕ_i: ângulo de atrito interno</p> <p>v_s: concentração volumétrica dos sólidos</p>	<p>Variáveis da mistura:</p> <p>k: condutividade hidráulica</p> <p>e: índice de vazios</p> <p>η: porosidade</p>
	<p>Variáveis do líquido:</p> <p>ρ_f: massa específica do fluido</p> <p>μ: viscosidade dinâmica</p> <p>v_f: concentração volumétrica do líquido</p>	<p>Variáveis do meio:</p> <p>ϕ_{basal}: ângulo de atrito basal</p> <p>p: poropressão</p>

Fonte: Autoria própria, com base em Iverson (1997b, p. 251-253)

Mecanicamente, combinações dessas e de outras variáveis (como velocidade de escoamento, taxa de cisalhamento e módulo de elasticidade) dão origem a diferentes tensões, cujos quocientes fornecem números adimensionais – são exemplos Froude, Darcy, Savage e Bagnold. A proporção desses números adimensionais auxilia na descrição de escoamentos geofísicos – ou seja, caracterizá-los como dominados por colisões, atrito, turbulência ou viscosidade. Essa vertente de estudo, protagonizada por pesquisadores como Iverson (1997b, p. 260-265), Kowalski (2008, p. 22-24), Zhou e Ng (2010, p. 722-728), Takahashi (2014, p. 26-33, 78-85) e Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 18-20), não constitui escopo do presente trabalho.

Como mencionado no capítulo 1, a diversidade de origens minerárias de rejeitos acarreta respostas diferentes no comportamento desses materiais quanto à disposição e ao escoamento geofísico em caso de ruptura de estruturas. Um exemplo é a composição física dos rejeitos, que varia em relação às propriedades do minério e do sistema e aos equipamentos utilizados para processamento (Morrison, 2022, p. 46). A International Commission on Large Dams (2019, p. 17-19) classifica em cinco os tipos de rejeitos, indicados na Tabela 3.

Tabela 3 – Classificação geotécnica e tipologia de rejeitos de mineração

Tipo de rejeito	Símbolo em inglês	Descrição	Exemplo de mineral/minério
Rejeitos grossos	CT (do inglês <i>coarse tailings</i>)	Areia siltosa, não plástica	Sal, areias minerais, rejeitos grossos de carvão, areias de minério de ferro
Rejeitos de rocha dura	HRT (do inglês <i>hard rock tailings</i>)	Silte arenoso, baixa a nenhuma plasticidade	Cobre, sulfeto maciço, níquel, ouro

Tipo de rejeito	Símbolo em inglês	Descrição	Exemplo de mineral/minério
Rejeitos de rocha alterada	ART (do inglês <i>altered rock tailings</i>)	Silte arenoso, traços de argila, baixa plasticidade, conteúdo de argila bentonítica	Cobre pórfiro com alteração hidrotermal, rocha oxidada, bauxita, processos de lixiviação
Rejeitos finos	FT (do inglês <i>fine tailings</i>)	Silte, com traços a alguma argila, baixa a moderada plasticidade	Finos de minério de ferro, bauxita (lama vermelha), rejeitos finos de carvão, processos de lixiviação, minérios polimetálicos metamorizados/intemperizados
Rejeitos ultrafinos	UFT (do inglês <i>ultra fine tailings</i>)	Argila siltosa, alta plasticidade, massa específica e condutividade hidráulica muito baixas	Areias betuminosas (rejeitos finos fluidos), finos de fosfato; algumas kimberlitos e finos de carvão

Fonte: Traduzida de International Commission on Large Dams (2019, p. 18)

As propriedades primárias dos rejeitos dependem de propriedades geológicas, físicas e químicas do minério proveniente, bem como de processos típicos de beneficiamento e processamento, como moagem, floculação, trituração, espessamento e filtração (International Commission on Large Dams, 2019, p. 19; Fourie *et al.*, 2022, p. 128).

Na etapa de filtração, a presença de rejeitos ultrafinos e com alta plasticidade dificulta o desaguamento e pode resultar em rejeitos de difíceis maneabilidade e transporte. Furnell *et al.* (2022, p. 735) discorrem sobre os rejeitos de argila bentonita, para os quais a presença da montmorillonita, argilomineral pertencente ao grupo das esmectitas, torna o processamento desafiador devido à presença de moléculas confinadas de água em sua estrutura química, com alto potencial de inchamento. Em contraste, Adams, Friedman e Davidson (2017, p. 508) mencionam que frações mais arenosas são mais sensíveis a incrementos no teor de umidade; essa característica também influencia no desaguamento e filtragem de rejeitos.

As características dos rejeitos, por sua vez, interferem no comportamento esperado do escoamento em caso de ruptura. Rana *et al.* (2021, p. 6) citam a abundância de minerais de argila em certos rejeitos, que podem induzir reações geoquímicas e maior tixotropia previamente à ruptura. Além das propriedades dos rejeitos, os autores citam os seguintes fatores intervenientes para o escoamento: eventos pluviométricos intensos; deficiência geotécnica no maciço; infiltrações excessivas para o lençol freático; susceptibilidade à liquefação; instabilidade na fundação; deformações tipo

creep; e fatores antropogênicos, como gerenciamento inadequado durante as fases de obra e manutenção.

Todos esses fatores, bem como os efeitos geotécnicos e mecânicos mencionados – maior tendência a comportamentos viscosos, turbulentos ou de atrito, por exemplo – devem ser analisados previamente à análise de escoamentos provenientes de ruptura de geoestruturas. Os subitens 3.4.4 e 3.6.5 descrevem propriedades geotécnicas e reológicas que auxiliam em modelagens de escoamentos de rejeitos.

3.3.3 Atuação da poropressão

A poropressão é uma variável fundamental em escoamentos geofísicos. Devido ao seu papel como mediadora das tensões efetivas em uma massa de solo, como explicado no subitem 3.1.2, ela possui papel importante na manutenção da mobilidade desses fenômenos. De fato, experimentos de larga escala frequentemente registram valores de poropressão acima da magnitude hidrostática quando da passagem de um escoamento geofísico, que levam à redução da resistência ao cisalhamento (Major, 1996, p. 156-162; Iverson, 1997b, p. 252; Wang; Sassa, 2003, p. 115-118; Zheng *et al.*, 2023, p. 6). Essa dinamicidade da poropressão influencia a estrutura sólida, o atrito intergranular e a dinâmica do escoamento geofísico em geral (Heß; Wang, 2019, p. 364; Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 11-12).

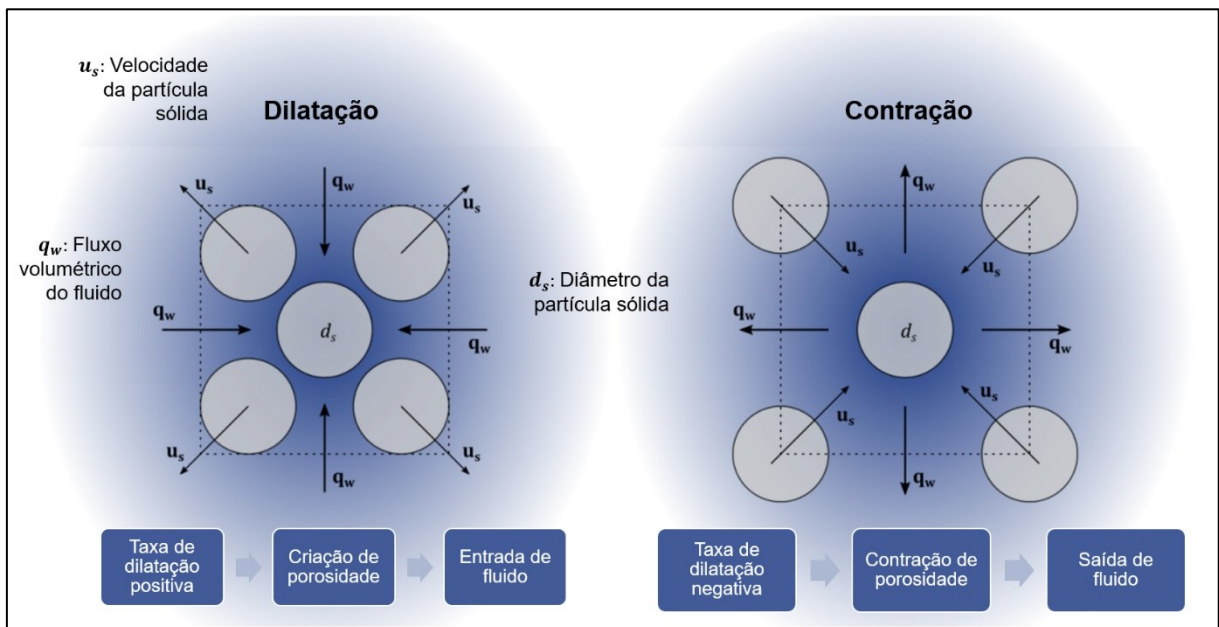
A atuação da poropressão nesses fenômenos é complexa. O desenvolvimento de altas poropressões pode ser proveniente de vários fatores, como a saturação da massa inicialmente mobilizada, a liquefação da superfície escorregada ou a mistura da massa mobilizada com cursos d'água. Ainda, a persistência da poropressão em algumas corridas de massa pode ser exacerbada pela suspensão hidrodinâmica de partículas argilosas. Essas partículas incrementam a viscosidade da fração fluida, que facilita a mobilidade do escoamento e reduz a dissipação de energia quando grãos se colidem (Iverson, 2014, p. 16).

Nesse tópico, a contração e a dilatação das camadas inferiores (ou basais) de escoamentos geofísicos são fenômenos importantes mediados pela poropressão. A dilatância, fenômeno introduzido por Reynolds (1885), se refere à mudança de volume observada em materiais granulares quando esses são submetidos a deformações de

cisalhamento. De maneira geral, nas misturas de escoamentos geofísicos, a dilatação do esqueleto sólido induz a sucção do fluido e a diminuição da poropressão, o que aumenta as tensões efetivas. Contrariamente, a contração da fase sólida acarreta a expulsão do fluido da mistura e o aumento na poropressão, o que reduz as tensões efetivas na mistura (Bouchut *et al.*, 2016, p. 167).

Essa retroalimentação da poropressão, denominada de *pore pressure feedback* em inglês, é intimamente relacionada à liquefação, mencionada no subitem 3.3.4. Variáveis como porosidade e concentração volumétrica, e processos como advecção e difusão, regulam essa retroalimentação (Iverson, 2005, p. 5; Martínez-Aranda, 2021, p. 33), como resumido na Figura 9. Adicionalmente, algumas ferramentas de modelagem de escoamentos geofísicos buscam inserir esse fenômeno, com variáveis de entrada e condições de contorno específicas, mas que fogem do escopo do presente trabalho (Iverson; Denlinger, 2001; Denlinger; Iverson, 2004; Iverson; George, 2014).¹⁰

Figura 9 – Processos de dilatação e contração da massa mobilizável devido a variações da poropressão



Fonte: Traduzida e adaptada de Martínez-Aranda (2021, p. 35)

¹⁰ Esses métodos também buscam relacionar o aumento da poropressão com o arraste de materiais do leito e com a erosão das margens. A análise dos efeitos erosivos de escoamentos geofísicos está fora do escopo da presente dissertação.

Por outro lado, abordagens simplificadas de modelagem de escoamentos geofísicos podem representar o excesso de poropressão como constante ou utilizar de teorias da plasticidade, introduzida no subitem 3.1.2, para mediar a mobilidade desses fenômenos.

Como mencionado, as tensões efetivas que controlam as interações intergranulares, funções da tensão total e da poropressão, podem ser calculadas pelo critério de Mohr-Coulomb a partir da coesão e do ângulo de atrito. Assim, em simulações desses fenômenos, é comum a suposição de que a poropressão seja proporcional à tensão normal total, dada pela Equação 7. Desse pressuposto, pode-se escrever a Equação 8, aplicada a escoamentos geofísicos pela primeira vez por Sassa (1988, p. 38).¹¹

$$r_u = \frac{u}{\sigma} \quad (7)$$

$$\tan \phi_b = (1 - r_u) \tan \phi \therefore r_u = 1 - \frac{\tan \phi_b}{\tan \phi} \quad (8)$$

O coeficiente ou razão de poropressão r_u é denotado como a razão entre a pressão da água e a tensão normal total. Assim, o ângulo de atrito aparente ϕ_b (em inglês *apparent friction angle*, *bulk friction angle* ou *bulk friction coefficient*)¹² passa a reproduzir o atrito reduzido pelos efeitos de poropressão (Hungry, 2017, p. 179).

A expressão para o ângulo de atrito aparente da Equação 8 pode ser substituída na Equação 5 para dar origem à mesma relação de proporcionalidade do critério de Mohr-Coulomb em materiais cuja coesão é desprezível. Essa relação pode ser escrita como representado na Equação 9, como retratado em Hungry (2017, p. 179).

$$\tau = \sigma \tan \phi_b \quad (9)$$

A Equação 9 engloba, simultaneamente, os efeitos de poropressão e de atrito na massa de escoamento geofísico. Assim, a resistência ao escoamento providenciada por essa equação pode ser bem inferior à resistência calculada pela Equação 5.

¹¹ Essa suposição foi justificada por Sassa (1988, p. 37) e Hungry (2017, p. 256) mediante a impossibilidade de mensuração da poropressão durante a propagação da massa mobilizável.

¹² Para o ângulo de atrito aparente, há também a simbologia de ϕ_a , como em Sassa (1988, p. 37).

O quociente entre as tensões tangenciais e normais do escoamento geofísico, dado por ϕ_b na Equação 9, é frequentemente empregado em análises de escoamentos granulares. Sassa (1988, p. 38) menciona contribuições de autores que buscaram utilizá-lo para descrever deslizamentos – esses autores denominaram esse ângulo de coeficiente de atrito médio ou equivalente (do inglês *average* e *equivalent coefficient of friction*). Chen e Lee (2003, p. 277) indicam que esse quociente depende não somente da magnitude das cargas normais ou tangenciais, mas também dos materiais existentes no contato entre o deslizamento e a base, bem como do estado dessa interface – se ela é seca, lubrificada, molhada ou contaminada, por exemplo. Naturalmente, o atrito basal se reduz progressivamente com o incremento da poropressão no escoamento.

O coeficiente de poropressão r_u presente na Equação 7 é aproximadamente 0,50 para solos totalmente saturados, mas sem excesso de poropressão (Hungr, 2006, p. 252). Valores maiores são esperados quando há excesso de poropressão, sendo atrelados, portanto, a comportamentos não drenados do material.

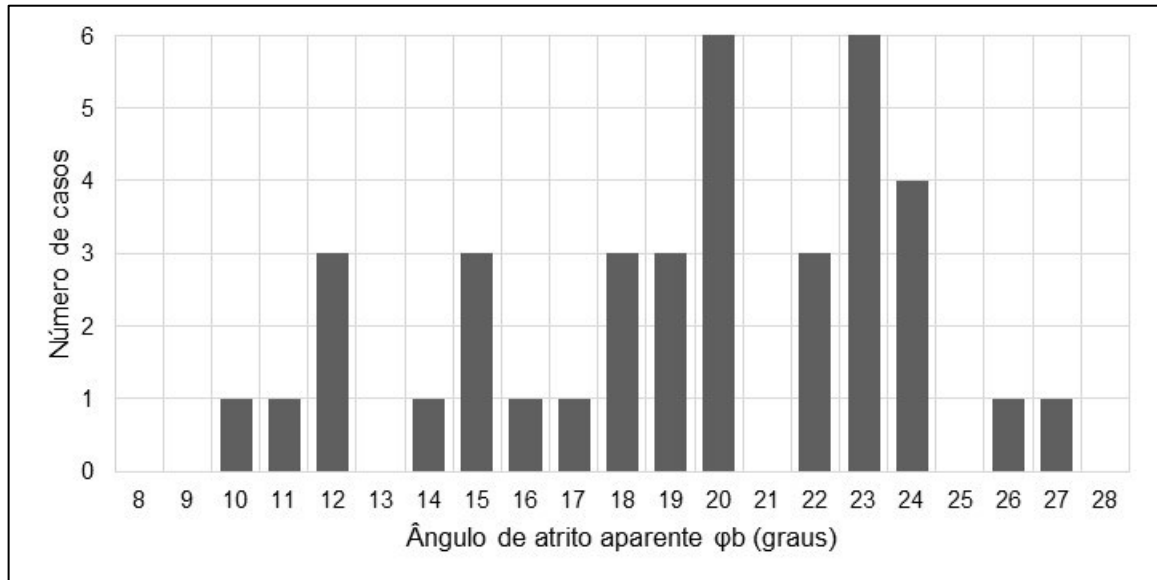
Como exemplos de aplicação do ângulo de atrito aparente em modelagens de escoamentos geofísicos, podem ser citados os 14 casos de deslizamentos estudados por McKinnon, Hungr e McDougall (2008) ocorridos no Canadá. Para os escoamentos que foram aproximados com o modelo friccional, os ângulos de atrito calculados foram entre 20 e 31°.

Um estudo mais aplicável a estruturas de mineração é o de Golder Associates (1995, p. 30-33).¹³ Os autores analisaram mais de 40 casos de rupturas de pilhas de estéril na Colúmbia Britânica utilizando o modelo granular. Para todos os casos em que as distâncias de escoamento foram menores que 1 km, o ângulo de atrito aparente que resultou manchas de inundação e valores de parâmetros hidrodinâmicos mais similares aos observados variou entre 18° e 24°, com razões de poropressão variando

¹³ Esse estudo foi parte de uma série de relatórios feitos na parceria entre o Centro Canadense para Tecnologias Mineral e de Energia (CANMET, do inglês *Canada Centre for Mineral and Energy Technology*), o Acordo de Desenvolvimento Mineral do Canadá (MDA, do inglês *Mineral Development Agreement*) e a indústria minerária. Por vezes, eles são referenciados como Comitê de Pesquisa em Resíduos Minerários e Pilhas de Estéril da Colúmbia Britânica (BCMWRPRC, do inglês *British Columbia Mine Waste Rock Pile Research Committee*).

entre 0,23 e 0,44. A Figura 10 indica as magnitudes dos ângulos de atrito utilizados nessas modelagens.

Figura 10 – Histograma dos ângulos de atrito aparentes em modelagens de retroanálise de escoamentos provenientes de rupturas de pilhas de estéril na Colúmbia Britânica



Fonte: Traduzida de Golder Associates (1995, Figura 1.3) e Hungr (2017, p. 181)

Hungr *et al.* (2002, p. 205) citam a magnitude de $21,4^\circ$ como o valor médio do ângulo de atrito aparente nessas retroanálises. Segundo os autores, esse valor resulta da média das resistências do material mobilizado proveniente das pilhas de estéril e do material erodível a jusante dentre porções secas, parcialmente liquefeitas e completamente liquefeitas.

O ângulo de atrito aparente, por englobar os efeitos de poropressão, pode se assemelhar ao ângulo de atrito residual, conceito presente em estudos de liquefação e que será abordado no subitem 3.3.4. Adicionalmente, o quociente que o ângulo de atrito aparente representa (tensões cisalhantes pelas tensões normais) é utilizado em formulações de empuxo lateral, a serem explicadas no subitem 3.3.5. Ambos os subitens são importantes na consideração de abordagens reológicas friccionais, detalhadas no subitem 3.6.4.

3.3.4 Ocorrência da liquefação

A distribuição da poropressão em uma massa de solo também influencia o potencial de *liquefação* – caracterizado pelo decréscimo da resistência ao cisalhamento dessa massa quando sujeita a carregamentos monotônicos, cíclicos ou dinâmicos, a um

volume constante (Poulos; Castro; France, 1985, p. 772). Há diferentes fenômenos que são relacionados com a liquefação (Olson, 2001, p. 6):

- A liquefação estática (do inglês *flow liquefaction*),¹⁴ que resulta no movimento espacialmente contínuo dos solos em fenômeno que pode ser engatilhado por cargas estáticas ou dinâmicas;
- A mobilidade cíclica (do inglês *cyclic mobility*), que resulta em deformações como espalhamentos laterais em fenômeno que se interrompe com a cessação do carregamento; e
- A liquefação a nível do solo (tradução literal do termo em inglês *level-ground liquefaction*), um caso especial da mobilidade cíclica ocorrente quando as tensões de cisalhamento estáticas são nulas.

Do ponto de vista de escoamentos geofísicos, inclusive aqueles provenientes de rupturas de estruturas de rejeito, o escoamento relacionado à liquefação estática é o fenômeno mais relevante. De fato, o Apêndice B pormenoriza três manifestações da liquefação que são relacionadas com a propagação da massa mobilizável em casos de rupturas de pilhas de mineração.

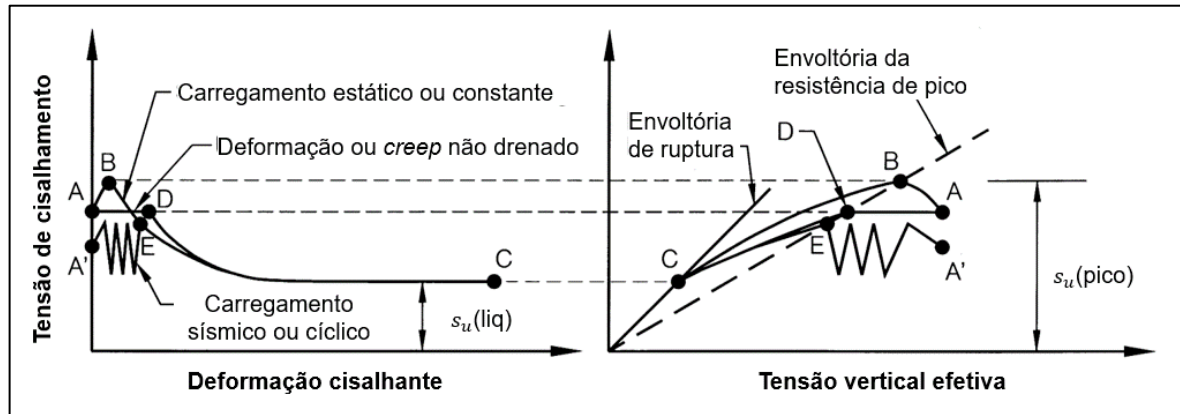
A liquefação estática pode ser estudada com base no esquema da Figura 11. Nela, há dois termos notórios: a resistência de pico $s_u(\text{pico})$ (do inglês *yield strength*) e a resistência ao cisalhamento liquefeita $s_u(\text{liq})$ (do inglês *liquefied shear strength*).¹⁵ Enquanto o primeiro termo se refere à resistência ao cisalhamento que engatilha a liquefação em carregamentos estáticos, o segundo termo se refere à tensão de cisalhamento que é sustentada pelo solo completamente liquefeito, efetivamente

¹⁴ Segundo as notas de tradução do relatório de Robertson *et al.* (2019, p. 14), o termo *flow liquefaction* pode ser traduzido como “fluxo por liquefação”; entretanto, em língua portuguesa, o mais utilizado é “liquefação estática”.

¹⁵ Segundo Olson (2001, p. 10), a resistência ao cisalhamento liquefeita também pode ser referida como resistência ao cisalhamento não drenada no estado permanente (*undrained steady-state shear strength*), resistência ao cisalhamento não drenada residual (*undrained residual shear strength*) ou resistência ao cisalhamento não drenada crítica (*undrained critical shear strength*). A International Commission on Large Dams (2022, p. 169) refere-se à resistência ao cisalhamento correspondente ao estado pós-pico como resistência não drenada residual (*residual undrained strength*) e cita que essa nomenclatura está, recentemente, sendo mais adotada.

mobilizado e que sofre largas deformações (Terzaghi; Peck; Mesri, 1996, p. 195). O carregamento que induz essas resistências é necessariamente não drenado.¹⁶

Figura 11 – Resposta não drenada típica de um solo contrátil saturado quanto à deformação cisalhante e à tensão vertical efetiva



Fonte: Traduzida de Olson (2001, p. 39)

Na porção da direita da Figura 11, a envoltória da resistência de pico define as condições de tensão nas quais a resistência de pico é mobilizada. A inclinação dessa envoltória de ruptura, em um diagrama clássico de Mohr-Coulomb, pode ser aproximada pela resistência de pico $s_u(\text{pico})$ com base na *razão de resistência de pico*, dada pelo quociente representado na Equação 10 (Olson, 2001, p. 76).

$$\frac{s_u(\text{pico})}{\sigma'_{v0}} \approx \tan \phi_y \quad (10)$$

Nessa equação, o termo σ'_{v0} se refere à tensão vertical efetiva inicial, antes do evento de ruptura, na qual o solo está sujeito; e ϕ_y é o ângulo de atrito mobilizado na resistência de pico. Nas retroanálises de casos históricos de rupturas de estruturas geotécnicas por liquefação feitas por Olson (2001) os valores da razão de resistência de pico variaram entre 0,23 e 0,31; os ângulos de atrito mobilizados correspondentes são, respectivamente, 13,0° e 17,2°.

Similarmente, a resistência ao cisalhamento liquefeita $s_u(\text{liq})$ pode ser dividida pela tensão vertical efetiva inicial σ'_{v0} para dar origem à *razão de resistência liquefeita*.

¹⁶ Na Mecânica dos Solos, a resistência ao cisalhamento não drenada é aquela correspondente à tensão de cisalhamento máxima sem mudanças no seu teor de umidade (Duncan; Wright; Brandon, 2014, p. 26).

Comumente, essa razão é inferida com base em número de golpes de ensaios de cone (CPT, do inglês *cone penetration test*) em determinada profundidade.

Para a estimativa desse quociente, o método de Olson (2001) nas retroanálises de casos de liquefação envolveu ensaios de laboratório e três técnicas distintas de análises de estabilidade:

- Simplificadas, que determinam a resistência ao cisalhamento liquefeita com base em correlações geométricas da superfície mobilizada;
- Rigorosas, com base no equilíbrio de forças e momentos e no coeficiente de poropressão r_u , já comentado no subitem 3.3.3 e dado pela Equação 7; e
- Cinéticas, com base na segunda lei de Newton e no movimento do centro de gravidade de uma massa deslizante.

Para todas as análises foi obtida uma relação linear satisfatória para a razão de resistência liquefeita, com valores inferior e superior de 0,05 e 0,12, respectivamente; o valor médio foi de 0,09. Esses valores independem de diferenças nas massas específicas, distribuições granulométricas, modos de disposição e de cisalhamento e parâmetros da Mecânica dos Solos do Estado Crítico, tornando sua aplicação mais abrangente.

As descobertas da tese de Olson (2001) foram publicadas em Olson e Stark (2002, 2003) e se basearam em vários métodos existentes de avaliação de susceptibilidade e iniciação à liquefação. O conceito de resistência ao cisalhamento liquefeita em estruturas de rejeito remonta a trabalhos como o de Poulos, Robinsky e Keller (1985), que delinearam procedimentos analíticos para a avaliação da susceptibilidade à liquefação de rejeitos espessados. Similarmente, retroanálises de rupturas e avaliações de segurança de estruturas de rejeito são costumeiramente feitas no meio técnico envolvendo esse conceito ou derivações desse conceito.

O subitem 3.2.2 introduziu magnitudes de concentrações volumétricas de pilhas de rejeito encontradas em literatura, cujo escoamento proveniente de uma ruptura poderia ser associado a um deslizamento. Entretanto, como é abordado nos Apêndices A e B, há registros de pilhas de rejeito que sofreram liquefação estática.

Crystal, Hore e Ezama (2018, p. 216) mencionam que a disposição de rejeitos filtrados em aterros ou ângulos de repouso excessivos pode acarretar o surgimento de comportamento contrátil em solicitações futuras. Lupo e Hall (2010, p. 329), Ulrich e Coffin (2013, p. 209) e Ulrich (2019, p. 76) citam que susceptibilidade à liquefação pode surgir no caso de rejeitos filtrados serem dispostos em taxas de alteamento elevadas, com alto teor de umidade, baixa massa específica e/ou sem a dissipação apropriada de poropressões excessivas. Especificamente, taxas elevadas de disposição de rejeitos filtrados, especialmente em empilhamentos com centenas de metros de altura, podem induzir o esmagamento de grãos (Wagner *et al.*, 2023, p. 2; Silva *et al.*, 2023, p. 1); esse esmagamento pode contribuir para a liquefação da superfície escorregada de pilhas de mineração (Sassa *et al.*, 2004, p. 14; Hungr, 2017, p. 161, 168), fenômeno explicado no Apêndice B. Ainda, resultados de ensaios triaxiais com amostras de rejeitos filtrados em estado fofo podem indicar susceptibilidade à liquefação estática (Wagner *et al.*, 2023, p. 5).¹⁷

Como último ponto, a razão da resistência liquefeita descrita no presente subitem serve como embasamento técnico para modelagens de escoamentos geofísicos. Em particular, sua magnitude pode ser aproximada ao arco tangente do ângulo de atrito aparente ϕ_b , introduzido no subitem 3.3.3; assim, ela pode representar o componente friccional em formulações de resistência de escoamentos granulares com ocorrência de liquefação basal. Nesse contexto, por vezes, o ângulo de atrito aparente é referido como ângulo de atrito *residual*. Essa abordagem será ilustrada no subitem 3.6.4.

3.3.5 Artifício do empuxo lateral

Na avaliação de um escoamento geofísico, duas vertentes são principais. Segundo Sassa (1988, p. 49), a primeira se refere à distância longitudinal que o escoamento geofísico percorre; essa distância pode ser mediada pelo ângulo de atrito aparente ϕ_b , mencionado no subitem 3.3.3. A segunda se refere ao espalhamento lateral do

¹⁷ Vale ressaltar que, em caso de observância às boas práticas de construções de pilhas de rejeitos filtrados, a susceptibilidade à liquefação diminui. Crystal, Hore e Ezama (2018, p. 216) e Furnell *et al.* (2022, p. 737) citam que, caso os rejeitos filtrados tenham sido depositados em estado não saturado, permitindo o adensamento dos rejeitos e a dissipação de poropressões, e caso ainda se mantenham nessa natureza, a liquefação não é uma preocupação primária.

escoamento; essa amplitude pode ser quantificada pelo conceito geotécnico de *empuxo lateral*.

Em simulações de escoamentos geofísicos, o empuxo lateral serve como artifício para mensurar integralmente as tensões atuantes em um elemento infinitesimal de solo (Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 9). Contrastando com escoamentos newtonianos, onde há a atuação da pressão hidrostática, a natureza friccional do material granular induz deformações complexas, onde há atuação de pressões deviatóricas e tensões anisotrópicas que exercem forte influência no comportamento do escoamento (McDougall, 2006, p. 21).

Esses fatores impedem a consideração de que, em um elemento de solo de um escoamento geofísico, as tensões normais atuantes nas faces paralelas às direções x , y e z sejam iguais. De fato, quando esse elemento de solo é fortemente deformado, ele é sujeito a tensões cisalhantes que provocam rupturas e rearranjos da massa. Entretanto, ao contrário de fluidos, a natureza dos escoamentos granulares faz com que haja certa resistência a tensões de cisalhamento internas – mediadas pelos ângulos de atrito e pelo coeficiente de empuxo lateral (Iverson, 1997a, p. 553). Os próximos parágrafos buscam explicar essa correlação.

Considerando a fase sólida do escoamento geofísico, conforme citada no subitem 3.3.2, o critério de Mohr-Coulomb mencionado no subitem 3.1.2 fornece a relação indicada na Equação 11 (Iverson, 1997b, p. 283).¹⁸ Nessa equação, o termo T se refere a tensões, o subscrito s refere-se à fase sólida. Nos parêntesis, o primeiro termo indica a normal ao plano no qual o componente de tensão age; o segundo termo indica a direção da tensão.

¹⁸ Nas variáveis que regem os escoamentos granulares estão presentes tanto os componentes de pressão da fase sólida T_s , quanto os da fase líquida T_f ; eles estão relacionados pela equação abaixo (Iverson, 1997b, p. 282). O ângulo θ denota a inclinação do talude no qual o elemento de solo se situa.

$$\cos \theta \left(-1 - \frac{\partial T_{s(yy)}}{\partial y} - \frac{\partial T_{f(yy)}}{\partial y} \right) = 0$$

Indiretamente, essa equação embute os efeitos de poropressão nos escoamentos geofísicos, representados pelo termo $T_{f(yy)}$, cuja relevância para escoamentos geofísicos foi explicada no subitem 3.3.3. Em linhas gerais, à medida que a magnitude da poropressão $T_{f(yy)}$ aumenta, as magnitudes $T_{s(xx)}$ e $T_{s(xy)}$ diminuem.

$$T_{s(xx)} = k_{ativo \text{ ou } passivo} T_{s(yy)} \quad (11)$$

A Equação 11 fornece a relação entre as tensões normais e cisalhantes da fase sólida atuantes no plano xy por meio de um coeficiente k . Na mecânica dos solos clássica, esse coeficiente é denominado *coeficiente de empuxo lateral*, denotado pela primeira vez por Rankine (1857).

Em fluidos, o coeficiente de empuxo é sempre unitário; isto é, as tensões normais atuantes são idênticas, e o estado de tensões em um elemento de fluido é isotrópico. Em massas de escoamentos geofísicos regidos por comportamento granular, o coeficiente k varia entre k_{ativo} e $k_{passivo}$. Nesse contexto, o coeficiente ativo indica que o escoamento está “ativamente” estendendo ou dilatando; por outro lado, o coeficiente passivo induz que o escoamento está “passivamente” contraindo (Iverson, 1997b, p. 283).

Os coeficientes ativo e passivo podem ser derivados a partir dos ângulos de atrito interno ϕ e basal δ , seguindo a simbologia de Savage e Hutter (1989).¹⁹ Foram esses autores que apresentaram, pela primeira vez, essa correlação, dada pela Equação 12; a derivação dessa equação pode ser encontrada em Iverson (1997b, p. 290) a partir de operações geométricas no círculo de Mohr.

$$k = \frac{2 \left[1 \mp (1 - (1 + \tan^2 \delta) \cos^2 \phi)^{\frac{1}{2}} \right]}{\cos^2 \phi} - 1 \quad (12)$$

Nessa equação, o símbolo negativo no termo \mp indica o coeficiente passivo; para esses casos, a derivada $\partial \bar{v}_x / \partial x$ é menor que zero. Já o símbolo positivo indica o coeficiente ativo, onde a derivada $\partial \bar{v}_x / \partial x$ é maior que zero.²⁰ Valores típicos de k são indicados na Tabela 4 para ângulos da superfície deslizante entre 0° e 45° e diferentes ângulos de atrito interno e basal, utilizando a Equação 12.

¹⁹ Como mencionado no subitem 3.1.2, há dois ângulos de atrito importantes no arcabouço teórico de escoamentos geofísicos. O ângulo de atrito interno, indicado por ϕ , denota a resistência interna dos materiais sólidos do escoamento ao cisalhamento. O ângulo de atrito basal, simbolizado por δ , indica a resistência da superfície na qual o escoamento desliza.

²⁰ O termo \bar{v}_x denota o componente da velocidade dos sólidos paralela ao leito integrada verticalmente.

Tabela 4 – Valores típicos de coeficientes de empuxo ativo e passivo para diferentes tipos de escoamentos geofísicos

Tipo da seção do escoamento geofísico	Massa específica do escoamento geofísico ρ (kg/m ³)	Viscosidade dinâmica μ (Pa.s)	Ângulo de atrito interno ϕ (°)	Ângulo de atrito basal δ (°)	Coef. de empuxo ativo k_a	Coef. de empuxo passivo k_p
Porção anterior do escoamento com rochas e pedregulhos	2000	0,001	45	25	0,50	5,5
			40	30	0,82	4,0
			35	30	1,01	2,9
			30	30	1,67	1,67
Corpo do escoamento com fluido aquoso	2100	0,001	40	30	0,82	4,0
			35	30	1,01	2,9
			35	30	1,01	2,9
Corpo do escoamento com fluido lamoso	2200	0,01	40	30	0,82	4,0
			35	30	1,01	2,9
			35	30	1,01	2,9

Fonte: Traduzida de Iverson (1997a, p. 554)

Iverson (1997b, p. 285) traz o exemplo de um escoamento geofísico com ângulo de atrito interno de 40° e ângulo de atrito basal de 30°. Com essa configuração, a Equação 12 fornece um coeficiente ativo de 0,82 e um coeficiente passivo de 4,00. Assim, para esse caso:

- Em regiões de dilatação do escoamento, as tensões longitudinais são 18% inferiores às de um líquido; e
- Em regiões de contração do escoamento, as tensões longitudinais são quatro vezes maiores do que em um líquido.

Os coeficientes de empuxo ativo e passivo desempenham papéis importantes na simulação dos escoamentos geofísicos e na sua predição morfológica (Pirulli *et al.*, 2007, p. 1438). No exemplo dado por Iverson (1997b, p. 285), os cálculos dos coeficientes de empuxo subsidiam mudanças locais na poropressão ou mudanças morfológicas nas frentes dos escoamentos. O autor menciona que, com as devidas variações nas magnitudes dos coeficientes de empuxo, simulações podem indicar que a porção anterior do escoamento comporte como um sólido compressível, com alta resistência lateral, enquanto a porção posterior aja como um fluido – esse comportamento é tipicamente visto em escoamentos geofísicos (Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 3).

Sassa (1988, p. 50) realizou simulações de escoamentos geofísicos sob diferentes valores de coeficientes de empuxo. Embora a formulação utilizada pelo autor tenha sido diferente daquela protagonizada por Savage e Hutter (1989), as simulações com alto coeficiente de empuxo resultaram em um maior espalhamento lateral do escoamento.

Hungr (1995, p. 616) comparou as simulações correspondentes à variação do coeficiente k em uma avalanche de rochas com magnitudes inferior e superior de 0,24 e 4,2, respectivamente, com aquelas correspondentes à água, com coeficiente unitário. Enquanto, para o último caso, a simulação unidimensional produziu irrealisticamente uma porção anterior verticalizada em uma adversidade topográfica, no primeiro caso, a modelagem corretamente reproduziu a subida do escoamento no gradiente topográfico e as tensões laterais na marginalidade do escoamento.

Greve, Koch e Hutter (1994, p. 402-404) derivaram expressões para o coeficiente de empuxo lateral para duas dimensões, ampliando a expressão original de Savage e Hutter (1989). Com essas expressões modificadas, a contração e a dilatação do escoamento podem ocorrer em qualquer direção do plano xy . Visto o exposto, os autores conseguiram descrever fidedignamente o comportamento de uma avalanche granular simulada em laboratório, referida em Koch, Greve e Hutter (1994).

Cinco anos depois, Gray, Wieland e Hutter (1999) buscaram incorporar essas equações de coeficientes de empuxo lateral em um modelo capaz de representar escoamentos geofísicos em relevos canalizados, com maior grau de complexidade topográfica. Tal como nos trabalhos supramencionados, aparatos experimentais foram concebidos e modelagens numéricas foram empregadas. Nesse contexto, diferenças significativas foram observadas quando comparados o modelo de águas rasas com as equações analíticas, especialmente quanto ao gradiente de velocidades, que fez efeito na forma final do depósito. Os autores creditaram essa divergência à unicidade do ângulo de atrito basal requerida pelas fórmulas de empuxo lateral, já que altas temperaturas granulares podem conferir um caráter mais “fluido ao escoamento” (tradução própria) e reduzir o atrito com a superfície (Gray; Wieland; Hutter, 1999, p. 1871).

Outro exemplo de adaptação dos coeficientes de empuxo lateral para modelagens pode ser visto no trabalho de Pirulli *et al.* (2007). Os autores aprimoraram um modelo numérico para a incorporação de tensões anisotrópicas advindas das deformações de escoamentos geofísicos. Um dos testes de validação desse modelo envolveu a utilização do experimento descrito no trabalho de Gray, Wieland e Hutter (1999) e a análise de sensibilidade do coeficiente de empuxo lateral em modelagens numéricas. Para a magnitude unitária do coeficiente, correspondente à isotropia de tensões, houve superestimação da forma do depósito do escoamento. Em caso de valores não unitários desse coeficiente, os correspondentes valores dos coeficientes de empuxo lateral reproduziram, em diferentes graus de precisão, a contração e dilatação do escoamento em durações específicas de simulação. Em geral, a anisotropia representada pelos coeficientes de empuxo lateral gerou comportamentos mais regulares para os escoamentos geofísicos testados (Pirulli *et al.*, 2007, p. 1453).

O trabalho de Gray, Wieland e Hutter (1999) também foi estudado por McDougall (2006, p. 158-161), que utilizou a fórmula original de Savage e Hutter (1989) para os coeficientes de empuxo lateral. O autor obteve boas aproximações quanto ao formato do escoamento durante o movimento e à distribuição do depósito do escoamento quando a modelagem numérica findou. Algumas oscilações numéricas foram registradas na fase de deposição, onde se previam tensões transversais de cisalhamento mais intensas e espalhamentos laterais mais pronunciados.

A Tabela 5 reúne contribuições de diferentes pesquisadores para formulações de coeficiente de empuxo lateral em escoamentos geofísicos.

Tabela 5 – Formulações disponíveis para coeficientes de empuxo lateral

Autor	Fórmula original	Variáveis
Jaky (1944) <i>apud</i> Sassa (1988)	$k = 1 - \sin \phi_a$	ϕ_a : ângulo de atrito aparente
Savage e Hutter (1989)		
Também utilizado por Iverson (1997b), McDougall (2006), Hungar (2008) e Chen e Lee (2000)	$k = \frac{2 \left[1 \mp (1 - (1 + \tan^2 \delta) \cos^2 \phi)^{\frac{1}{2}} \right]}{\cos^2 \phi} - 1$	ϕ : ângulo de atrito interno δ : ângulo de atrito basal

Autor	Fórmula original	Variáveis
Greve, Koch e Hutter, (1994) Também utilizado por Gray, Wieland e Hutter (1999) e Chen, Crosta e Lee (2006)	Na direção local dominante do escoamento: $k_x = 2 \left(\frac{1 \mp (1 - \cos^2 \phi / \cos^2 \delta)^{\frac{1}{2}}}{\cos^2 \phi} \right) - 1$ Na direção transversal à dominante do escoamento: $k_y = \frac{1}{2} \left(k_x + 1 \mp \sqrt{(k_x - 1)^2 + 4 \tan^2 \delta} \right)$	ϕ : ângulo de atrito interno δ : ângulo de atrito basal Na simbologia de Chen, Crosta e Lee (2006), o ângulo de atrito interno é ϕ e o ângulo de atrito basal é μ , denotado como “a razão entre a força de cisalhamento basal e a força normal basal” (p. 308, tradução própria) ²¹

Fonte: Autoria própria

Assim, o uso de coeficientes de empuxo lateral constitui um artifício importante na modelagem de fenômenos geofísicos. Ao relacionar as tensões cisalhantes e normais atuantes na massa de solo, eles permitem contabilizar a resistência interna das partículas sólidas de escoamentos e integralizar os estados anisotrópicos das tensões atuantes. De maneira geral, programas computacionais mensuram esses coeficientes relacionando-os com as deformações correspondentes da massa de solo (Koch; Greve; Hutter, 1994, p. 420-421; Pirulli, 2005, p. 4.26-4.28; McDougall, 2006, p. 95; Chen; Crosta; Lee, 2006, p. 308).

Finalmente, o programa MADflow, capaz de reproduzir uma vasta gama de escoamentos provenientes de rupturas de estruturas de rejeitos segundo a Canadian Dam Association (2021, p. 54), segue a formulação dos coeficientes de empuxo lateral para duas dimensões elaborada por Greve, Koch e Hutter (1994) em simulações de escoamentos com alta concentração volumétrica. Mais informações serão abrangidas no item 3.6.3.

3.4 Particularidades geotécnicas

Qualquer estudo de escoamento proveniente de deslizamentos é precedido de análises de estabilidade geotécnicas (Hungr, 2017, p. 166), que buscam estabelecer superfícies críticas de ruptura e permitem estimar o volume inicial de mobilização. Os próximos subitens buscam brevemente descrever critérios geotécnicos de relevância para o presente trabalho. Adicionalmente, os Apêndices A e B trazem explicações e

²¹ Esse quociente é dado pelo ângulo de atrito aparente, como explicado na Equação 9.

exemplos quanto aos modos de falha e aos mecanismos de propagação da massa mobilizável para pilhas de mineração.

3.4.1 Análises de estabilidade

Em duas dimensões, o procedimento de análises de estabilidade se refere à obtenção da geometria e posição da superfície crítica pela qual a ruptura do talude seja mais provável de ocorrer. Essa superfície deve atender ao requisito de que a razão entre a resistência ao cisalhamento do solo ao longo da superfície de deslizamento e a força de cisalhamento que tende a produzir o deslizamento seja mínima (Terzaghi; Peck; Mesri, 1996, p. 269).

Atrelado a cada superfície de ruptura reside o conceito do fator de segurança, que provê uma indicação da estabilidade de um talude. A definição mais usada do fator de segurança é o quociente entre a resistência ao cisalhamento do solo e a tensão de cisalhamento requerida para o equilíbrio. O valor unitário indica que o talude está no limite entre a estabilidade e a instabilidade; um valor de 1,50, por exemplo, indica que o talude é estável mesmo se a tensão de cisalhamento for 33% inferior à antecipada (se todos os demais fatores contribuintes para a estabilidade forem mantidos os mesmos) (Duncan; Wright; Brandon, 2014, p. 215).

As análises de estabilidade dependem de definições bem fundamentadas de tensões de cisalhamento, parâmetros de resistência e poropressão. Especificamente, o comportamento da pressão da água nos interstícios do solo mediante a aplicação de carregamentos determina as condições drenada e não drenada de análise geotécnica.

Enquanto solos em condições drenadas são descritos por parâmetros de resistência em termos de tensões efetivas, o comportamento não drenado é costumeiramente associado à análise da resistência ao cisalhamento em termos de tensões totais. Uma alternativa para a análise não drenada de solos se baseia na utilização do método de histórico de tensões e propriedades normalizadas em engenharia de solos (SHANSEP, do inglês *stress history and normalized soil engineering properties*). Essa técnica, estabelecida por Ladd e Foott (1974), sugere a normalização da resistência

não drenada com relação à tensão vertical efetiva de adensamento (ou seja, s_u/σ'_v),²² para a obtenção da resistência não drenada de solos coesivos a partir do histórico de tensões.

Dentre vários métodos disponíveis para análise de estabilidade de taludes, destaca-se o equilíbrio limite (LEM, do inglês *limit equilibrium method*). Os procedimentos que utilizam o LEM empregam equações de equilíbrio estático para o cômputo do fator de segurança e da superfície de ruptura. Nesse contexto, o procedimento protagonizado por Morgenstern e Price (1965) assume explícita ou implicitamente a localização das forças na base de fatias inseridas ao longo do domínio computacional, e constitui um método extensivamente utilizado em análises de estabilidade (Duncan; Wright; Brandon, 2014, p. 102).

A determinação de superfícies de ruptura pelo método Morgenstern-Price, aplicado aos métodos de Mohr-Coulomb e SHANSEP,²² pode ser executada no SLOPE/W (versão 2023.1.2, Bentley Studios, 2023). O SLOPE/W é um programa que permite as avaliações de taludes heterogêneos com geometrias simples e complexas, inseridas pelo usuário, considerando diferentes superfícies piezométricas e de ruptura. O método de análise é bidimensional, de forma que, costumeiramente, a seção de maior altura seja adotada para o cálculo das tensões de cisalhamento e o estudo de estabilidade.

3.4.2 Volume mobilizável

Em estudos de ruptura de estruturas de rejeito, as estimativas da forma geométrica e da magnitude do volume mobilizável são etapas fundamentais. Entretanto, essa etapa é frequentemente atrelada a incertezas quanto à escolha dos métodos disponíveis e à interpretação dos resultados obtidos.

²² Nota-se a semelhança tipológica entre essa normalização e as razões de resistência de pico e liquefeita mencionadas no subitem 3.3.4. De fato, por meio da função SHANSEP no programa SLOPE/W, é possível assinalar diretamente as razões de resistência a solos com susceptibilidade à liquefação; a partir das tensões verticais efetivas do interior de cada camada, o programa calcula as respectivas resistências ao cisalhamento disponíveis (Neto, 2009, p. 70).

Moon *et al.* (2019, p. 168), ao discorrerem sobre o desenvolvimento de modelos não newtonianos para escoamentos de rejeitos, mencionam três conceitos geralmente considerados na estimativa do volume de rejeitos liberados em caso de ruptura:

- Características dos rejeitos armazenados, como a consolidação dos materiais e a heterogeneidade espacial;
- Presença de lago sobrenadante sobre o rejeito; e
- Condições climatológicas, como dias amenos ou chuvosos.

Os autores mencionam que, por mais que esses três conceitos sejam replicáveis em modelos numéricos, métodos simplificados de estimativa de volume mobilizado são mais comumente utilizados. Dentre esses, podem ser mencionados:

- Utilização de regressões estatísticas;
- Estimativa do potencial de escoamento dos rejeitos (do inglês *flowability*); e
- Emprego de aproximações geométricas.

Como explicado nos subitens 3.2.1 e 3.2.2, devido à filtragem dos rejeitos e compactação mecânica nas pilhas, as concentrações volumétricas em empilhamentos de rejeitos filtrados são de alta magnitude (acima de 55%). Principalmente para casos em que não haja susceptibilidade à liquefação, o comportamento esperado para a massa mobilizada é similar a um deslizamento. Dessa maneira, programas computacionais de análise de estabilidade geotécnica podem ser utilizados. Dentre os três métodos simplificados citados por Moon *et al.* (2019), as análises de estabilidade fornecem aproximações geométricas para o volume mobilizável.

Como exemplo, Castellanos, Yong e Martin (2022) avaliaram a ruptura hipotética de uma barragem de rejeitos de minério de cobre na Mina Candelaria, em Copiapó, Chile. Devido ao plano de fechamento em andamento, com previsão de desaguamento e densificação dos rejeitos da barragem, os autores avaliaram que a ruptura da estrutura desencadearia num processo de abaixamento dos rejeitos – similar ao esperado em estruturas com alta concentração volumétrica, como mencionado no subitem 3.2.2.

Assim, foram desenvolvidas análises de estabilidade tridimensionais por equilíbrio limite para o cálculo da geometria e, conseqüentemente, identificação da localização

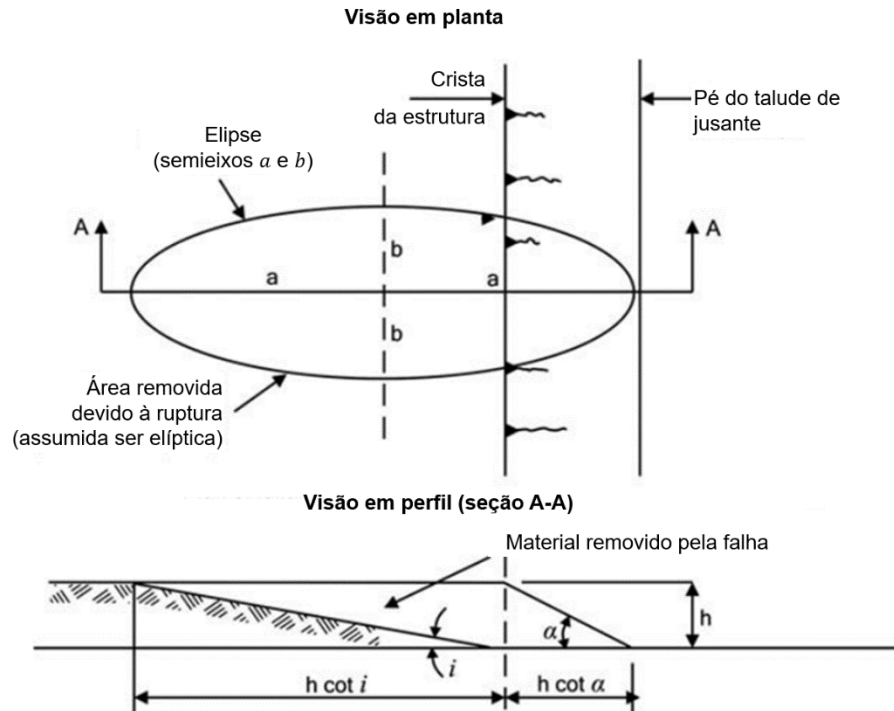
das brechas e determinação do volume potencial mobilizável. Para considerar rupturas regressivas da barragem, Castellanos, Yong e Martin (2022) consideraram elipsoides de ruptura de maior volume, mesmo que esses fossem associados a fatores de segurança elevados. Os fatores de segurança obtidos pelos autores e utilizados nos estudos de ruptura variaram entre 2,9 e 5,8.

Análises de estabilidade tridimensionais, como as realizadas por Castellanos, Yong e Martin (2022), permitem a extração do volume mobilizável sem nenhum tipo de rotação, translação ou operação geométrica; ademais, permitem avaliações de estabilidade mais precisas em caso de estruturas com taludes côncavos ou convexos, bem como em vales que se estreitam ou alargam, segundo o boletim de segurança de barragens do ICOLD (International Commission on Large Dams, 2019, p. 77).

No entanto, o mesmo boletim informa que fatores de segurança internacionalmente estabelecidos como aceitáveis para condições estáticas e pós-liquefeitas em análises de estabilidade foram obtidos por meio de análises de estabilidade bidimensionais. Ainda, relata que, devido a incertezas no cálculo da resistência ao cisalhamento nas extremidades da cunha de ruptura, as análises de estabilidade tridimensionais podem gerar um aumento no fator de segurança e devem ser utilizadas com cautela (International Commission on Large Dams, 2019, p. 72, 77).

Para a transformação da superfície de estabilidade bidimensional em um sólido tridimensional, alguns métodos são disponíveis. Como exemplo para estruturas de rejeito, Blight (2010, p. 489-490) utilizou a aproximação da forma planar da ruptura ser uma elipse, com semi eixos a e b , como apresentado na Figura 12. Com a área da elipse πab e a altura h , a operação matemática $\pi abh/2$ fornece o volume envolvido na ruptura. Esse método de obtenção de volume mobilizável obteve bons resultados quando comparados com as magnitudes dos volumes mobilizados a partir das rupturas das barragens de rejeito de El Cobre (Chile), Merriespruit (África do Sul) e Pozzole (Itália) (Blight, 2010, p. 490).

Figura 12 – Estimativa da área e do volume envolvido em uma ruptura de estrutura de rejeito



Fonte: Traduzida de Blight (2010, p. 490)

Baseado na análise de Blight (2010) supracitada, além de pesquisas feitas por Gibson e Morgenstern (1962), Ribeiro (2015) propôs uma equação para a avaliação do volume e da geomorfologia de rupturas de barragens de rejeito. A expressão obtida leva em consideração fatores geométricos da estrutura e geotécnicos do rejeito, e está indicada na Equação 13. Além das variáveis já mencionadas, a formulação proposta por Ribeiro (2015) envolve o ângulo do talude da estrutura previamente à ruptura α_1 e o parâmetro de estabilidade N .

$$V = 0,25 \times \pi \times b \times h^2 \times [\cot(271,49 \times N^{-1,334}) + \cot \alpha_1] \quad (13)$$

De acordo com Ribeiro (2015, p. 128), o parâmetro de estabilidade pode ser calculado pela Equação 14, em função dos pesos específicos natural γ e submerso γ' dos rejeitos; do grau de adensamento médio dos rejeitos \bar{U} ; e da razão de resistência liquefeita $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0}$.

$$N = \frac{\gamma}{\bar{U} \times \gamma' \times s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0}} \quad (14)$$

Ademais, Ribeiro (2015, p. 131) desenvolveu uma formulação que relaciona a largura da ruptura $2a$ com o comprimento da ruptura $2b$, dada pela Equação 15. Essa equação forneceu resultados de regressão satisfatórios para os nove casos de barragens de rejeito analisados pelo autor, situadas na Hungria, África do Sul, Canadá, Japão, Chile e Brasil.

$$2b = 0,6053 \times 2a^{0,9796} \quad (15)$$

A partir do comprimento da ruptura $2b$, dado pelo comprimento da cunha de ruptura obtida na análise de estabilidade, são obtidos a largura da ruptura $2a$ e, conseqüentemente, o volume tridimensionalizado potencialmente mobilizável. Dentre algumas deficiências do método de Ribeiro (2015), pode ser mencionada a superestimação do volume do material, devido à suposição de que o ângulo do talude da estrutura de rejeito é rebatido do pé para montante e que, conseqüentemente, não há efeito de contenção lateral dos rejeitos.

3.4.3 Credibilidade dos modos de falha e do volume mobilizável

Um dos documentos que norteiam a tomada de decisões em estruturas de rejeitos é o Padrão Global da Indústria para a Gestão de Rejeitos (Programa das Nações Unidas para o Meio Ambiente; Princípios para o Investimento Responsável; Conselho Internacional de Mineração e Metais, 2020). Esse documento, mais conhecido pelo nome original (GISTM, do inglês *Global Industry Standard on Tailings Management*), possui o objetivo de evitar qualquer dano às pessoas e ao meio ambiente associado a estruturas de disposição de rejeitos.

Para alcançar uma base integrada de conhecimentos para a gestão segura de rejeitos, o GISTM preconiza “desenvolver e documentar uma análise de formação de brechas de ruptura para a estrutura de disposição de rejeitos usando uma metodologia que considere modos de ruptura plausíveis, condições do local e propriedades dos rejeitos” (p. 8). Similarmente, para a implementação de planos de preparação e resposta às emergências (PPREs), o GISTM indica que esses planos devem ser baseados “em cenários de falha plausíveis de fluxo e na avaliação de possíveis conseqüências” (p. 21).

É importante que a plausibilidade de modos de falha seja mencionada e estudada nos estudos de ruptura hipotética. Entretanto, como mencionam Castellanos, Yong e Martin (2022, p. 11), há pouca orientação quanto à seleção de modos de falha que sejam críveis, mas suficientemente conservadores, para avaliar as potenciais consequências de um evento de ruptura hipotética.

Ferramentas para avaliar a credibilidade dos mecanismos de falha incluem a análise de modo de falha e efeito (FMEA, do inglês *failure mode and effect analysis*), que permite a sistematização dos modos de falha de estruturas e processos. Similarmente, a análise probabilística de estabilidade de taludes (PSSA, do inglês *probabilistic slope stability assessment*), juntamente com análises de sensibilidade quanto a variáveis de entrada em modelagens de escoamentos provenientes de rupturas, podem agregar confiabilidade aos modos de falha selecionados e resultados obtidos. Idealmente, essas ferramentas permitem reduzir as incertezas inerentes a estudos de ruptura hipotética e modelos hidrodinâmicos associados (Martin; Adria; Wong, 2022, p. 518).

Em conclusão, as análises de credibilidade dos modos de falha, das condições de desencadeamento (gatilhos) e dos volumes mobilizáveis devem ser prática comum em estudos de ruptura hipotética.

3.4.4 Geotecnia de rejeitos filtrados

Como mencionado nos subitens 3.2.1 e 3.3.2, os rejeitos apresentam variabilidade em termos mineralógicos e geotécnicos que influencia o comportamento do escoamento mediante rupturas de estruturas de disposição.

Tipicamente, rejeitos filtrados são associados ao peso específico seco máximo e ao teor de umidade ótimo, que fornecem resistência ao cisalhamento e condições de compactação adequadas para o empilhamento (Lupo; Hall, 2010, p. 328; Lara; Pornillos; Muñoz, 2013, p. 254). No entanto, fatores como composição granulométrica e plasticidade dos rejeitos e condições climatológicas desempenham papel importante no transporte, disposição e compactação dessas substâncias (Klohn Crippen Berger, 2017, p. 24; Morrison, 2022, p. 45; Needs; Elmer, 2022).

A estabilidade de pilhas de rejeito pode ser incrementada por aditivos, como cimento, bentonita, cal, agregado siderúrgico ou mesmo estéril. Esses materiais foram testados por Machado (2022), que realizou ensaios em diversas amostras de rejeitos filtrados. Em especial, os parâmetros determinados foram preponderantes para um ganho na resistência em todas as amostras com aditivos, fato que foi posteriormente confirmado nas análises de estabilidade.

A desidratação que procede o empilhamento dos rejeitos faz que eles possuam altas magnitudes de massa específica e concentração volumétrica, como mencionado no subitem 3.2.2, bem como teor de umidade abaixo da condição saturada (Gallardo Sepúlveda; Sáez Robert; Camacho-Tauta, 2022, p. 1).

Nesse contexto, a condição típica dos rejeitos filtrados está associada à vertente da Mecânica dos Solos dedicada ao estudo do comportamento de solos não saturados. Nela, critérios tradicionais como o de Mohr-Coulomb podem não ser suficientes para determinar a resistência ao cisalhamento do solo (Jarast; Ghayoomi, 2018, dentre outros trabalhos). Entretanto, eventos pluviométricos durante o ciclo de vida da pilha de rejeito podem resultar em saturação total do material depositado (Wagner *et al.*, 2023, p. 4). Ainda, em situações adversas onde o produto da filtração é altamente compressível, há um potencial da porosidade diminuir até um ponto em que o empilhamento se torne completamente saturado (Lupo; Hall, 2010, p. 331). Nessas condições, cargas adicionais podem levar a excessos de poropressão, que podem representar problemas de estabilidade e potencial de liquefação. Essa problemática foi abordada no subitem 3.3.4.

Como exemplo, a susceptibilidade à liquefação e as razões de resistência não drenada e liquefeita foram calculadas por Coelho (2021) para uma estrutura de rejeitos de minério de ferro do Quadrilátero Ferrífero. Adicionalmente, foram determinados valores de permeabilidade, adensamento e resistências drenadas por meio de investigações de campo e ensaios de laboratório. O autor obteve resultados satisfatórios, convergentes com valores consagrados por outros pesquisadores.

Hore e Luppnow (2014) utilizaram métodos convencionais de equilíbrio limite para investigar a estabilidade de uma pilha de rejeitos em Karara, na Austrália, para as fases de dimensionamento e operação. Em especial, essa estrutura localizava-se num

terreno plano e numa região cuja principal fonte de escoamento era aquela em canais rasos devido à baixa precipitação. Seu dimensionamento foi feito considerando diferentes fases da vida útil da pilha, arranjo das correias transportadoras previstas e distâncias de segurança estipuladas para equipamentos de disposição de rejeitos.

Na fase operacional foram constatados problemas devido à inobservância da granulometria esperada para os rejeitos e ao conseqüente teor de umidade elevado; essas intercorrências levaram, ultimamente, a fatores de segurança insatisfatórios. Uma berma de equilíbrio foi sugerida e construída para estabilidade da estrutura. Nessa fase, outro ponto importante levantado por Hore e Lupnow (2014) foi o ângulo do talude da pilha de rejeito pós-construção, com medições de aproximadamente 40°. Enquanto esse ângulo não indicava ruptura iminente, a crescente secagem dos rejeitos e o risco de precipitações intensas poderiam acarretar perda da coesão aparente e conseqüente redução da resistência ao cisalhamento.

Diante do exposto, ressalta-se a importância do estabelecimento de conceitos geotécnicos bem embasados – tensões efetivas, resistência ao cisalhamento e análises de estabilidade – na caracterização de rejeitos de mineração e definição de modos de falha. Esses conceitos são presentes em diversos métodos de modelagem – empírica, abordada no subitem 3.5.1, e dinâmica, abrangida no item 3.6 – quando o escoamento geofísico proveniente da ruptura da estrutura geotécnica é analisado.

3.5 Métodos simplificados

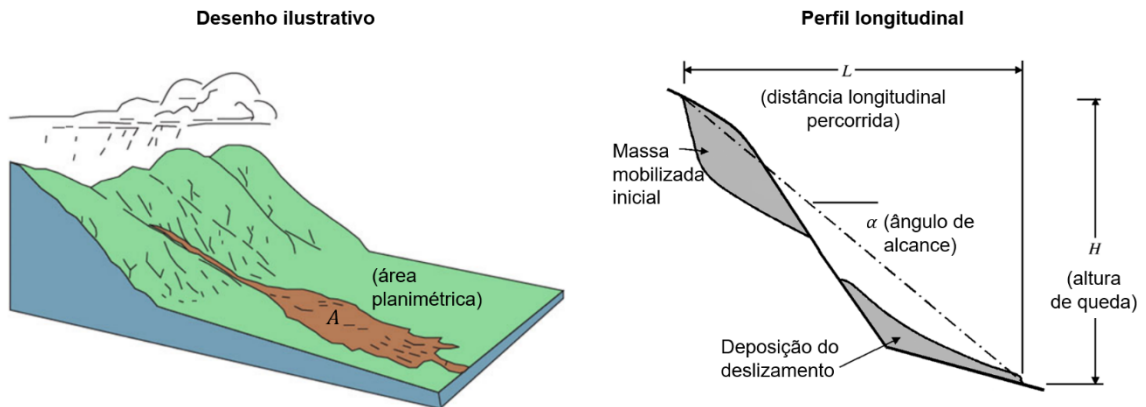
As especificidades de escoamentos geofísicos abordadas até o presente momento originam o arcabouço teórico para procedimentos de predição de suas propriedades matemáticas e físicas, mencionadas na introdução do capítulo 3. Os próximos subitens discutirão sobre métodos empíricos e analíticos que não sejam dinâmicos, aqui denominados *simplificados*.

3.5.1 Formulações empíricas de deslizamentos

Em geral, métodos empíricos de predição de deslizamentos buscam estabelecer relações geométricas e volumétricas com a massa mobilizada. Frequentemente, o volume da massa mobilizada V é relacionado com o ângulo de alcance α (do inglês

angle of reach).²³ Esse ângulo pode ser estabelecido pela tangente da altura de queda H e da distância longitudinal percorrida pela massa mobilizada L . Outra variável de interesse é a área planimétrica de inundação A , definida como a superfície em planta impactada pelo movimento de massa.²⁴ Essas variáveis são ilustradas na Figura 13.

Figura 13 – Variáveis geométricas notáveis de um deslizamento



Fonte: Adaptada de Highland e Bobrowsky (2008, p. 17) e Hunter e Fell (2001, apêndice A-1, p. 6)

Estudos iniciais de elaboração de formulações empíricas foram realizados por Shreve (1968) e Scheidegger (1973). Nas décadas subsequentes, pesquisadores buscaram relacionar o volume da massa mobilizada com o coeficiente de atrito da superfície basal e estimar equações mais detalhadas para o ângulo de alcance.

Citando discrepâncias na literatura técnica, Corominas (1996) analisou diferentes tipos de deslizamentos e buscou identificar variáveis morfométricas que pudessem ser relacionadas com a mobilidade desses fenômenos. Para isso, o autor estabeleceu tipos de deslizamentos baseados no mecanismo de propagação e atributos do trajeto deslocado (por meio da presença de obstruções ou canalizações, por exemplo). O resumo do escopo da metodologia aplicada por Corominas (1996) é indicado na Tabela 6.

²³ Formalmente, o ângulo de alcance pode ser definido como o ângulo formado entre a parte superior da massa inicial deslizada até a extremidade de jusante da massa total deslocada.

²⁴ Por vezes, a área planimétrica é denotada como B , e a área da seção transversal do talvegue ocupada pela massa mobilizada é denotada de A (Griswold; Iverson, 2008). No presente trabalho, a simbologia para a área planimétrica é A .

Tabela 6 – Tipos de deslizamentos e graus de confinamento estudados por Corominas (1996) na mobilidade de deslizamentos

Nomenclatura original	Tradução e descrição
Tipos de deslizamentos	
<i>Rockfalls e rockfall avalanches</i>	Tombamentos, quedas e avalanches de rochas
<i>Translational slides</i>	Escorregamentos translacionais, principalmente causados por cisalhamento basal
<i>Earthflows, mudflows, e mudslides</i>	Fluxos de terra e fluxos ou escorregamentos de materiais argilosos, compostos majoritariamente por material coesivo
<i>Debris flows, debris slides, e debris avalanches</i>	Escoamento de materiais sem coesão e/ou previamente fragmentados
Grau de confinamento da massa mobilizada	
<i>Unobstructed</i>	Trajeto desobstruído, sem obstáculos ou restrições, em superfícies topográficas regulares. Ocasionalmente, têm a presença de vegetações arbustivas e florestais abertas
<i>Obstructed</i>	Trajetos obstruídos, com a presença de deflexões, paredões e/ou vegetações arbustivas e densas
<i>Channelized</i>	Trajetos canalizados, com confinamento em talvegues, possivelmente com presença de curvas suaves

Fonte: Autoria própria, com base nas descrições dadas por Corominas (1996)

Baseado em 204 casos de deslizamentos, o autor estabeleceu relações de regressão entre o ângulo de alcance e o volume mobilizado para cada um dos tipos de deslizamentos, pormenorizando para diferentes graus de confinamento. Em particular, os coeficientes de determinação aumentaram à medida que o escopo de análise reduzia. De maneira geral, maiores volumes eram relacionados a menores ângulos de repouso; entretanto, o autor não obteve êxito em atribuir explicações definitivas para deslizamentos com extrema mobilidade (Corominas, 1996, p. 268).

Outra contribuição importante de Corominas (1996, p. 267) se refere à distância de percurso excessiva relativa L_r (tradução livre para o termo em inglês *relative excess of travel distance*). Esse conceito é derivado da distância de percurso excessiva L_e (do inglês *excessive travel distance*) formulada por Hsü (1975, p. 138) e remete à interpretação mecânica do ângulo de atrito dinâmico, explicada no subitem 3.1.2.

Originalmente, a distância de percurso excessiva foi definida como o deslocamento horizontal da massa deslizada além da distância que seria esperada para o caso de um escorregamento friccional em uma superfície com o ângulo de atrito de 32° , ou

coeficiente de atrito de 0,62.^{25,26} Sua formulação, como proposta por Hsü (1975, p. 138), é representada na Equação 16; a relativização de Corominas (1996, p. 267) é dada pela Equação 17.

$$Le = L - \frac{H}{\tan 32^\circ} \quad (16)$$

$$Lr(\%) = \frac{Le}{H/\tan 32^\circ} \times 100 \quad (17)$$

Por meio dessas equações Corominas (1996) demonstra que tanto deslizamentos de pequeno porte, quanto de maior volume, apresentam mobilidades relativas altas. Dentre as razões possíveis para essa não linearidade, o autor cita a influência do carregamento rápido não drenado, fenômeno explicado no Apêndice B, e a possível superestimação do valor do ângulo de atrito de 32°.

Outros autores de destaque no âmbito de aplicações empíricas de estimativas de escoamentos provenientes de deslizamentos são Hunter e Fell (2001). Esses autores utilizaram um banco de dados mais abrangente, bem como os resultados de Corominas (1996) e outros pesquisadores, para elaborar uma base de dados e equações de regressão de deslizamentos; seus dados foram também publicados em Hunter e Fell (2003).

Especificamente, o escopo de análise de Hunter e Fell (2001) envolveu deslizamentos “rápidos”, com velocidades de escoamento superiores a 1,8 m/h. Os autores estudaram a natureza do solo sob cisalhamento (se contrátil ou dilatante) e dividiram a nomenclatura dos deslizamentos com base em sua evolução temporal:

- A classificação inicial (do inglês *initial slide classification*) se referia ao estágio inicial do deslizamento; e

²⁵ Corominas (1996, p. 264) cita que vários autores indicam a magnitude de 0,60 como o coeficiente normal de atrito para deslizamentos. Hungr e Evans (1993, p. 34), por exemplo, citam que avalanches de rochas de pequena escala percorrem caminhos até o pé de taludes, formando ângulos de 32° em relação à crista da fonte da massa mobilizada inicial – a tangente de 32° é 0,62.

²⁶ Especificamente para predições de escoamentos geofísicos por equações que englobem o ângulo de atrito, o tipo de modelagem envolvido pode ser melhor enquadrado como analítico. Ao contrário dos métodos empíricos, os métodos analíticos envolvem a solução de um sistema de equações de movimento (McDougall, 2006, p. 13). Modelos que envolvem o ângulo de atrito na resolução da equação da conservação da quantidade de movimento para a obtenção da translação da massa são fisicamente baseados e, portanto, podem ser classificados como analíticos (Griswold, 2004, p. 8).

- A classificação no trajeto (do inglês *travel classification*) se referia ao estágio de desenvolvimento do deslizamento no percurso a jusante.

A Figura 14 ilustra a nomenclatura utilizada pelos autores e as definições fornecidas por Hunter e Fell (2001, apêndice A-1, p. 1-2). Para que um deslizamento “rápido” se desenvolva, os solos devem ter comportamento contrátil ao cisalhamento; ou ter comportamento dilatante, mas com potencial significativo de quebra de grãos e mudanças granulométricas e de plasticidade (Hunter; Fell, 2001, p. 51).

Figura 14 – Nomenclatura e definições utilizadas por Hunter e Fell (2001, 2003) para o estudo da mobilidade de deslizamentos

Comportamento do solo ao cisalhamento	Classificação inicial (Deslizamento na fonte)	Classificação no trajeto (Movimento subsequente do deslizamento)
Contrátil	<i>Flow slide</i> Contração e liquefação da massa de solos saturada ou quase saturada	<i>Flow slide</i> Trajeto do escorregamento sob zona basal liquefeita
	<i>Slide through soil mass</i> Superfície de ruptura localizada na massa de solo	<i>Debris flow</i> Movimentos turbulentos de sedimentos, fluido e ar, onde a resistência ao escoamento é devido ao atrito e à viscosidade
Dilatante	<i>Defect controlled slide</i> Deslizamento controlado por defeitos ou intempéries no solo ou rocha	<i>Debris slide</i> Movimentos definidos em uma superfície basal, com a massa de solo relativamente intacta

Fonte: Autoria própria

Como primeira parte de análise, os autores investigaram os dados de Corominas (1996) e notaram que os coeficientes de determinação satisfatórios anteriormente calculados eram devidos à inclusão de deslizamentos com volumes muito altos – Hunter e Fell (2001, p. 81) não tiveram êxito em obter relações estatísticas com acurácia para deslizamentos com volumes menores que um milhão de metros cúbicos, por exemplo.

Os autores então investigaram as mobilidades de 350 deslizamentos “rápidos” sob uma vasta gama de variáveis geométricas e geotécnicas. Além da natureza do solo contrátil ou dilatante, são exemplos: a geometria da superfície de ruptura e do talude; a magnitude do ângulo do talude imediatamente a jusante da fonte deslizada; a granulometria do solo; e o grau de confinamento do trajeto a jusante.

Além de escoamentos provenientes de taludes naturais, Hunter e Fell (2001) incluíram análises de escoamentos provenientes de rupturas de estruturas de estéril e rejeito. Especificamente, os autores estabeleceram procedimentos diferentes para a predição

do ângulo de alcance em pilhas de estéreis de carvão e materiais similares; e de escorregamentos de rejeitos de mineração, originalmente armazenados sob disposição hidráulica.

Para escoamentos provenientes de rupturas de barragens de rejeito hidraulicamente adensado, os autores não obtiveram relações satisfatórias de regressão sob nenhuma variável estudada. Em particular, valores de ângulos de alcance reduzidos (tangentes entre 0,15 e 0,05) foram encontrados pelos autores para magnitudes variadas de volumes deslizados (entre 10^4 e 10^{12} m³). Dentre as justificativas listadas, destacam-se a significativa perda de resistência ao cisalhamento durante a liquefação, a baixa taxa de dissipação de poropressão e a entrada de água no material mobilizado (Hunter; Fell, 2001, p. 102-104). Assim, os autores não recomendam a utilização de correlações empíricas para a análise de escoamentos provenientes de rupturas de barragens de rejeito. Devido à dispersão dos dados obtida, os autores indicaram a utilização de modelos numéricos. Esses modelos serão analisados no item 3.6.

Para os escoamentos derivados de rupturas de empilhamentos, Hunter e Fell (2001, p. 98-102) dividiram a análise geometricamente de acordo com o grau de curvatura longitudinal do talude. Caso houvesse curvatura, sugeriu-se a utilização de valores médios e métricas de acurácia de H/L obtidos pelos autores, retratados na Tabela 7. Caso não houvesse curvatura, indicou-se utilizar os valores do ângulo imediatamente a jusante da fonte deslizada, denotado por α_2 , dados pelas equações de regressão H/L indicadas na Figura 15.²⁷

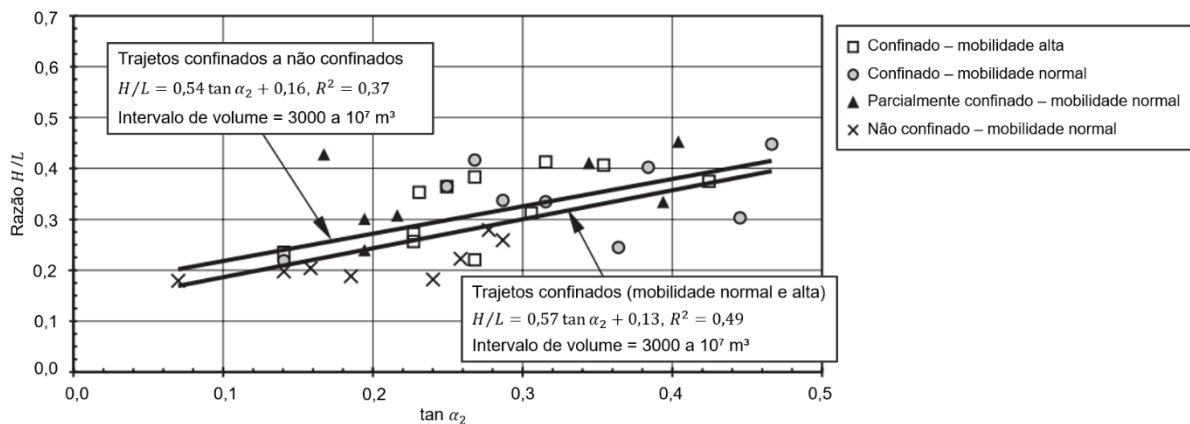
²⁷ Na proposta de equacionamento empírico para escoamentos provenientes de rupturas de pilhas de rejeitos feita por Hunter e Fell (2001), os autores empregaram uma classificação quanto à mobilidade do escoamento como “alta” e “normal”. Essa classificação é derivada do estudo de Golder Associates (1995, p. 40) para pilhas de estéril, onde mobilidades normais eram atreladas a trajetos de escoamento mais curtos e os eventos podiam ser modelados unicamente pelo regime friccional; por outro lado, mobilidades altas eram modeladas com a adição de modelos turbulentos e atrelados a trajetos confinados.

Tabela 7 – Valores de ângulo de alcance para pilhas de estéril sob comportamento contrátil

Grau de confinamento e mobilidade	Número de casos estudados	Magnitudes de volumes (m ³)	Propriedades de H/L		
			Intervalo	Média	Desvio padrão
Confinado; mobilidade alta	7	1,1 x 10 ⁵ – 5,6 x 10 ⁶	0,18 – 0,28	0,208	0,305
Não confinado; mobilidade normal	47	3 x 10 ⁴ – 8 x 10 ⁶	0,22 – 0,49	0,359	0,076

Fonte: Traduzida de Hunter e Fell (2001, p. 108)

Figura 15 – Gráfico da razão entre altura de queda e distância longitudinal percorrida versus tangente do ângulo do talude imediatamente a jusante da fonte para pilhas de estéril sob comportamento contrátil



Fonte: Traduzida de Hunter e Fell (2001, p. 101)

Outro exemplo de estudo de relações empíricas para escoamentos provenientes de rupturas de pilhas de rejeito foi o desenvolvido por Golder Associates (1995, p. 20). Além das análises dinâmicas envolvendo modelos friccionais e turbulentos, mencionadas nos subitens 3.3.3 e 3.6.5, os autores propuseram a determinação de correlações empíricas que envolviam aspectos topográficos e condições tanto do material mobilizável, quanto do trajeto do escoamento.

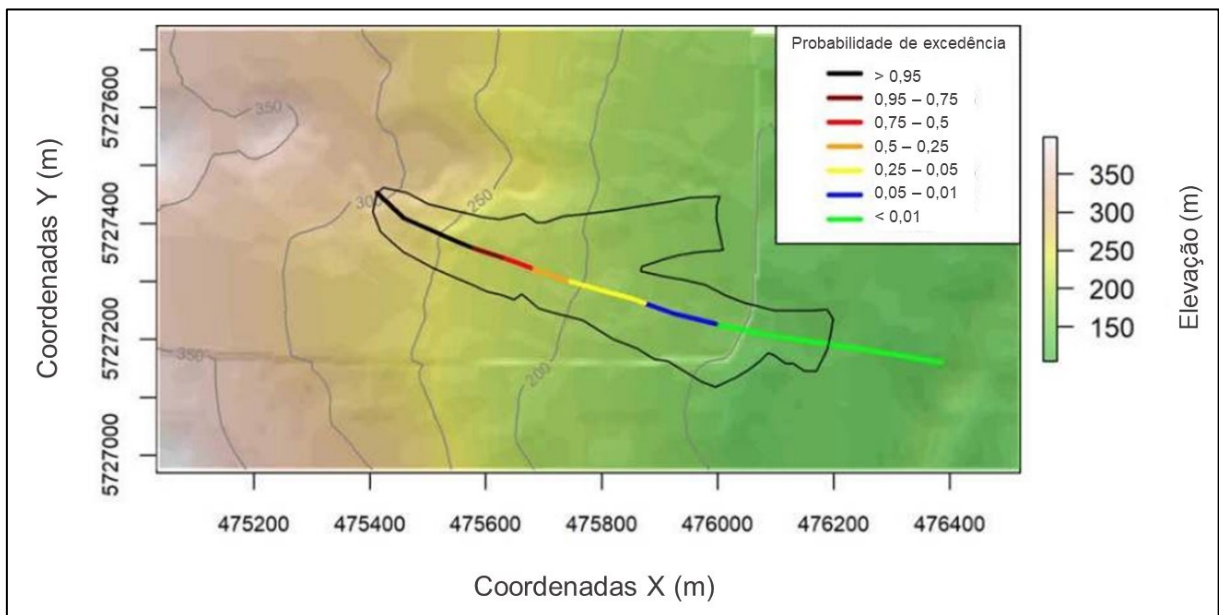
Três relações empíricas, determinadas primordialmente por cálculos geométricos com elementos topográficos e da pilha, foram propostas: a distância de percurso excessiva com o volume escorregado; e as distâncias de percurso além do pé da pilha com o volume mobilizado e com a altura da pilha (Golder Associates, 1995, p. 22-25). As equações resultantes foram julgadas satisfatórias pelos autores.

O estudo desenvolvido por Golder Associates (1995, p. 20) foi revisado no trabalho de White *et al.* (2023). Em especial, esses autores empregaram análises de regressão

linear múltipla para incrementar a confiabilidade das correlações empíricas, utilizando o confinamento lateral como variável indicadora do comportamento do escoamento.

A partir dos coeficientes da equação de regressão linear, White *et al.* (2023, p. 223) desempenharam uma análise de sobrevivência,²⁸ a partir da qual uma função de distribuição acumulada foi delimitada para estimar a probabilidade do deslizamento atingir o ponto de interesse. A partir dessa função, é possível delinear mapas de intervalos de probabilidade de excedência para fenômenos geofísicos a partir das condições topográficas do local. A Figura 16 ilustra um exemplo para o caso da ruptura da pilha de Aberfan (País de Gales), descrita no Apêndice A; sua probabilidade de ocorrência foi inferior a 1% em condições não confinadas.

Figura 16 – Intervalos de probabilidades de excedência para condições não confinadas no evento de Aberfan calculadas por meio de equação de sobrevivência



Fonte: Traduzida de White *et al.* (2023, p. 235)

Por outro lado, trabalhos de aplicação de formulação empírica para áreas de inundação incluem os desenvolvidos por Iverson, Schilling e Vallance (1998), Griswold (2004) e Griswold e Iverson (2008). Esses autores empregaram modelos estatísticos que introduziam relações de proporcionalidade por meio da escala de argumentos físicos (em inglês *statistical models constrained by physical scaling arguments*). Esses

²⁸ Tradicionalmente, a variável de interesse de uma análise de sobrevivência é o tempo até a ocorrência de um evento. No caso estudado, essa técnica estatística foi adaptada: a variável de interesse é a distância longitudinal do trajeto até um ponto específico dele (por exemplo, até uma facilidade em um complexo minerário).

princípios pressupõem que depósitos de escoamentos geofísicos de múltiplas magnitudes retêm geometrias similares – por conseguinte, relações escalares podem ser determinadas (Hungry; Evans, 1993, p. 34; Ghahramani *et al.*, 2020, p. 3427).

Frequentemente, esses modelos seguem a forma da Equação 18, na qual o coeficiente c se refere à mobilidade do escoamento – ele pode variar de 12 para avalanches de rocha (Hungry; Evans, 1993, p. 34) até 200 para *lahars* vulcânicos (Iverson; Schilling; Vallance, 1998, p. 978). Esses estudos sugerem que a relação exponencial demonstra invariabilidade escalar por várias ordens de grandeza (Crosta; Cucchiari; Frattini, 2003, p. 830) em relação ao volume mobilizado V e à área planimétrica A .

$$A = cV^{2/3} \quad (18)$$

A pesquisa de Ghahramani (2023), também publicada em Ghahramani *et al.* (2020), estabeleceu essa relação de proporcionalidade para escoamentos provenientes de rupturas de barragens de rejeitos. A partir de uma base de dados de 33 rupturas e da divisão dos escoamentos em zonas, os autores obtiveram a magnitude do coeficiente c de 80, com nível de confiança adequado para análises de riscos preliminares.

Os métodos descritos nesta dissertação constituem uma ampla gama de estudos que buscam relacionar variáveis de interesse com características de deslizamentos. A Tabela 8 cita outros trabalhos que buscaram associar o volume mobilizado com o comprimento longitudinal percorrido pela massa ou com a área inundada ocupada pelo escoamento. A Tabela 8 também traz contribuições de autores que limitaram o escopo de estudo para as zonas de deposição do material geofísico. Outros autores buscaram delinear, por exemplo, a área da seção transversal de talvegues ocupada com o escoamento geofísico (Iverson; Schilling; Vallance, 1998; Griswold; Iverson, 2008) e o ângulo de alcance com a área de drenagem da bacia (Zimmermann, 1999 *apud* Rickenmann, 2005).

Tabela 8 – Formulações empíricas para estimativas de deslizamentos e escoamentos geofísicos

Referência	Quantidade de casos	Tipo de fenômenos estudados	Equação principal	Observações
Estimativa do comprimento total do escoamento				
Scheidegger (1973, p. 235)	33	Deslizamentos variados	$\log(H/L) = -0,15666 \log V + 0,62419$ ou $L = 0,54HV^{0,16}$	–
Tianchi (1983 <i>apud</i> McDougall, 2006, p. 13)	76	Avalanches de rocha	$\log(H/L) = 0,1529 \log V + 0,6640$ ou $L = 0,51HV^{0,15}$	–
Corominas (1996, p. 263)	204	Deslizamentos variados	$\log(H/L) = -0,085 \log V - 0,047$ ou $L = 1,05HV^{0,09}$	Equações adicionais foram propostas de acordo com o tipo de deslizamento e o grau de confinamento do trajeto
Rickenmann (1999, p. 64)	160	Escoamentos geofísicos variados	$L = 1,9V^{0,16}H^{0,83}$	Equações adicionais foram propostas para a vazão de pico e a velocidade de escoamento
Hunter e Fell (2001)	350	Deslizamentos “rápidos”	–	Equações diferentes foram propostas baseadas no comportamento do solo ao cisalhamento
White <i>et al.</i> (2023, p. 230)	39	Pilhas de mineração	$H/L = -0,078 \log V + 0,79$ ou $L = 500H/(395 - 39 \log V)$	Equações adicionais foram propostas baseadas em técnicas de regressão linear múltipla
Estimativa do comprimento total ou área de inundação relativos à deposição do escoamento				
Davies (1982, p. 13)	24	Avalanches de rocha	$L = 9,98V^{0,32}$	–
Golder Associates (1995, p. 23)	46	Pilhas de mineração	$h = 88 \ln V - B$ $A = 74,5V^{0,5}$ $L_e = 22,8V^{0,662}$	B equivale à largura do depósito e h equivale à altura da pilha Equações para escorregamentos com mobilidade normal e alta, respectivamente
Crosta, Cucchiaro e Frattini (2003, p. 828)	19	Escoamentos granulares	$A = 5,7V^{2/3}$	Foram calculados diferentes coeficientes c para eventos distintos
Berti, Simoni (2007, p. 153)	18	Escoamentos geofísicos variados	$A = 17V^{2/3}$	Equações adicionais foram determinadas para a área da seção transversal ocupada pelo escoamento

Referência	Quantidade de casos	Tipo de fenômenos estudados	Equação principal	Observações
Estimativa da distância de percurso excessiva				
Golder Associates (1995, p. 23)	46	Pilhas de mineração	$L_e = (74,5R)^{1/2}V^{1/4}$ e $L_e = (22,8R)^{1/2}V^{1/3}$	Equações para escorregamentos com potenciais de mobilidade normal e alto, respectivamente. R é a taxa de espalhamento, calculada pela divisão entre o comprimento do depósito e a largura do depósito
Estimativa da área de inundação ocupada pelo escoamento				
Hungr (1981, p. 309)	16	Avalanches de rocha	$A = 20V^{2/3}$	–
Tianchi (1983 <i>apud</i> Ghahramani, 2023, p. 20)	76	Avalanches de rocha	$A = 76V^{0,57}$	–
Hungr e Evans (1993, p. 34)	40	Avalanches de rocha	$A = 12V^{2/3}$	–
Iverson, Schilling e Vallance (1998, p. 978)	36	<i>Lahars</i> vulcânicos	$A = 200V^{2/3}$	Equações adicionais foram determinadas para a área da seção transversal ocupada pelo escoamento
Griswold e Iverson (2008, p. 20)	64 e 143	Escoamentos geofísicos não vulcânicos e avalanches de rocha	$A = 20V^{2/3}$ para ambos os fenômenos	
Ghahramani (2023) e Ghahramani <i>et al.</i> (2020, p. 3429)	33	Escoamentos de rejeito provenientes de rupturas de barragens	$A = 80V^{2/3}$	–

Fonte: Autoria própria

Os métodos empíricos detalhados neste trabalho constituem uma estruturação teórica importante quanto aos mecanismos que regem a mobilidade de escoamentos. O grau de confinamento, a distância de percurso excessiva relativa, o comportamento do solo ao cisalhamento e a geometria do talude são variáveis importantes na análise de escoamentos provenientes de deslizamentos – empírica ou analítica.

Métodos empírico-estatísticos são rapidamente calculados e comparados entre si, o que os tornam atraentes e convenientes em estudos simplificados de ruptura.²⁹ Outra oportunidade de utilização desses métodos, crescente no meio técnico brasileiro, é a decisão de implantação de pilhas de rejeito em fase de estudos de alternativas. Por vezes, opções de locais para empilhamento dos rejeitos filtrados são descartadas devido ao potencial de dano a pessoas e edificações no trajeto estimado de alcance do material potencialmente mobilizável.

Conforme apontam Rickenmann (2005, p. 305) e Hungr (2017, p. 174), apesar da facilidade na utilização de abordagens empírico-estatísticas para a predição de deslizamentos, essas devem ser aplicadas apenas em contextos que se assemelhem às condições para as quais foram desenvolvidas. Adicionalmente, Cheon, Lee e Lee (2020, p. 2) destacam que pode haver escassez de dados para gerar uma correlação empírico-estatística confiável. De fato, algumas das equações de regressão entre volume e ângulo de alcance presentes na Tabela 8 possuem métricas de acurácia que não são consideradas satisfatórias para a definição da distância mobilizada.

Hungr (2017, p. 172) também menciona que a diversidade de mecanismos possíveis para a propagação do escoamento proveniente de rupturas de pilhas de mineração dificulta o estabelecimento de correlações estatísticas úteis. A falta de exemplos reais de deslizamentos provenientes de rupturas também torna a amostra mais reduzida, que agrega desafios nessas abordagens (McDougall, 2006, p. 12). Assim, em fases posteriores de projeto de empilhamentos de rejeito, a utilização de determinados métodos empíricos pode ser invalidada tecnicamente.

²⁹ Há estimativas simplificadas que fornecem resultados ainda mais expeditos. Klohn Crippen Berger (2017, p. v), na comparação entre estruturas de armazenamento de rejeito em polpa, espessados e filtrados, estima que o deslizamento proveniente de uma pilha de rejeitos alcançaria uma distância equivalente a 10 vezes a sua altura total.

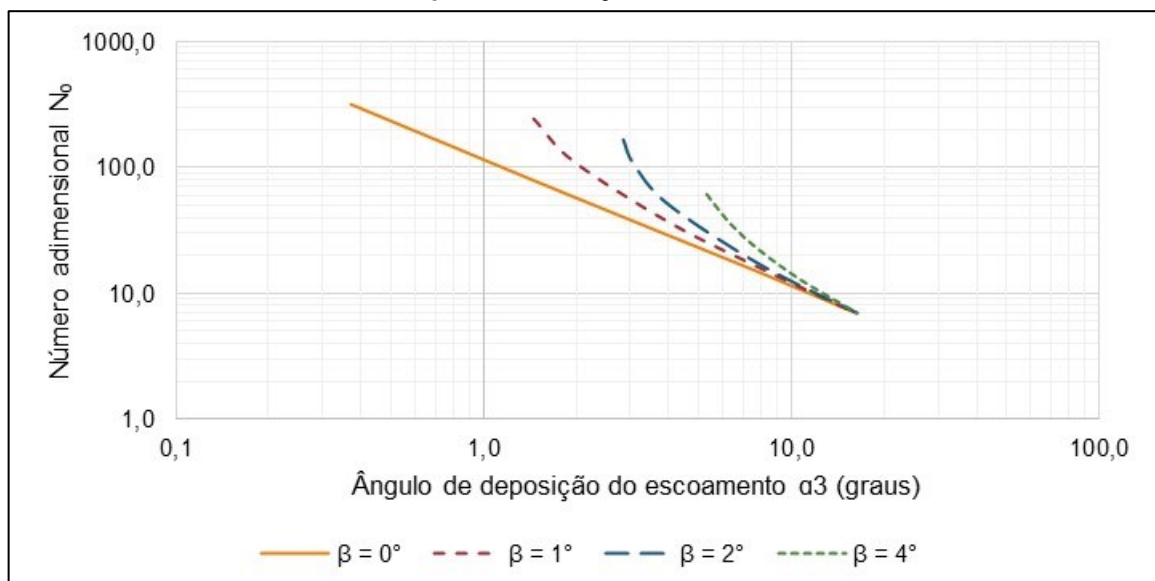
3.5.2 Formulações para estruturas de rejeitos

Um dos primeiros métodos analíticos elaborados particularmente para a análise de escoamentos derivados de rupturas de estruturas de rejeito foi o concebida por Lucia (1981), também disponível na publicação de Lucia, Duncan e Seed (1981).

Para elaborar seu método, o autor examinou 17 casos de rupturas de estruturas de armazenamento de rejeitos e de materiais similares, cujos escoamentos foram propagados longitudinalmente por terrenos com declividades inferiores a 4° . Assumiu-se que o modo de falha das estruturas tivesse mobilizado cunhas, causando uma ruptura na base, tal como mencionado no Apêndice A. Assumiu-se, também, que a estabilidade da estrutura após a ruptura fosse dada pela condição pós-liquefeita, com resistências ao cisalhamento liquefeitas variando de 15 a 450 psf (0,7 a 21,5 kPa).

Interpretações mecânicas de equilíbrio da cunha e da massa mobilizada foram então delineadas. A equação final foi obtida em termos de um número adimensional N_0 , função do peso específico total γ ; da altura entre o ponto mais alto da superfície de ruptura e o pé do material mobilizado H_T ; e da resistência liquefeita, denominada pelo autor de S_u . O número adimensional N_0 varia de acordo com os ângulos estável de deposição do material escoado α_3 e do terreno β , como ilustra o gráfico da Figura 17 (Lucia, 1981, p. 92).

Figura 17 – Gráfico da estabilidade da massa mobilizada em função de diferentes ângulos de deposição do rejeito escoado



Fonte: Adaptada e traduzida de Lucia (1981, p. 92)

Assim, fornecidos os valores de β e S_u , bem como o volume dos rejeitos despreendido da ruptura, a geometria pós-ruptura da massa liquefeita pode ser determinada (Lucia, 1981, p. 95). Essa geometria é dada pela altura H_T supramencionada; pela altura final da massa mobilizada H_C ; e pela distância longitudinal escoada L .

Para exemplificar a aplicação desse método, o autor cita dois casos extremos de rupturas de barragens hipotéticas de volumes armazenados de aproximadamente 14.400 m³. Para o primeiro caso, em terreno plano, a resistência residual do rejeito de 50 psf (2,4 kPa) foi suficiente para a cessação do escoamento com uma leve declividade na massa mobilizada. Já no segundo, a declividade do terreno era suficientemente alta e a resistência ao escoamento de 15 psf (0,7 kPa) era suficientemente pequena para permitir que o cálculo do escoamento dos rejeitos fosse aproximado por um talude infinito.

Embora de simples aplicação, o método criado por Lucia (1981) tem várias limitações, principalmente devido às suas suposições iniciais. Dentre elas, podem ser citadas:

- Os dados foram validados e as equações foram elaboradas com declividades do terreno inferiores a 4°, ou 0,07 m/m. Declividades superiores podem requerer outros tipos de análises, nas quais fatores como viscosidade, presença de corpos d'água e efeitos dinâmicos desempenham papel importante (Lucia; Duncan; Seed, 1981, p. 53);
- As declividades foram assumidas constantes durante todo trajeto do escoamento. Assim, por desconsiderarem a superfície do terreno, os volumes resultantes do estado de equilíbrio são frequentemente maiores do que os volumes liberados pelo reservatório (Melo, 2013, p. 110); e
- O cálculo do equilíbrio de forças presume que, quando o escoamento cessa, a força de resistência liquefeita da massa de rejeitos se iguale à força de tensões atuantes. Entretanto, a suposição de que o equilíbrio aconteça nesse momento pode ser incorreta, uma vez que os efeitos inerciais do escoamento ainda contribuem para a propagação da massa (Bryant; Duncan; Seed, 1983, p. 170).

Aproximadamente na mesma época e na mesma universidade em que a tese de Lucia (1981) foi defendida, outro método analítico foi elaborado para a análise de escoamentos de rejeitos. Esse método, elaborado por Jeyapalan (1980), pretendia estabelecer mecanismos de análise e solução para rejeitos liquefeitos; um resumo desse método foi publicado em Jeyapalan, Duncan e Seed (1983).

O objeto de estudo de Jeyapalan (1980) foi dividido em rejeitos de fosfato e outros rejeitos. Segundo o autor (p. 22, 77, 86, 108), devido ao alto teor de argila e, portanto, à alta plasticidade, os rejeitos de fosfato apresentavam características marcadamente diferentes dos outros analisados (presumidamente cobre, gipsita, ouro, chumbo, ferro e carvão).

Para todos os casos de ruptura hipotética, Jeyapalan (1980) analisou a mobilidade dos rejeitos por meio do número de Reynolds – adimensional que determina os efeitos de turbulência em escoamentos – e do número de Hedstrom – adimensional que contabiliza a plasticidade por meio da tensão limite de escoamento. Sua análise evidenciou que, para rejeitos de fosfato, os escoamentos seriam turbulentos, com números de Reynolds e Hedstrom superiores a 2.000 e 1.000, respectivamente; para os outros tipos de rejeitos, os escoamentos teriam comportamento laminar.

Especificamente no caso de rejeitos sob escoamento laminar, Jeyapalan (1980) estabeleceu um procedimento de cálculo para a estimativa da mobilidade dos rejeitos. Esse processo contabilizava a viscosidade dos rejeitos e visava as soluções da velocidade do escoamento e da altura do escoamento em termos da distância horizontal, do tempo e de parâmetros R e S de resistência ao escoamento, denotados nas Equações 18 e 19. Segundo a simbologia adotada pelo autor, esses parâmetros são função da viscosidade dinâmica plástica η_p , do peso específico γ , da altura da estrutura de rejeitos H_0 e da tensão limite de escoamento τ_y .

$$R = \frac{2\eta_p}{\gamma H_0} \sqrt{\frac{g}{H_0}} \quad (19)$$

$$S = \frac{\tau_y}{\gamma H_0} \quad (20)$$

A partir dessas formulações, da declividade do leito β (números pares de $\beta = 0^\circ$ a $\beta = 12^\circ$) e de ábacos elaborados pelo autor, soluções iterativas da distância inundada (do inglês *inundation distance*), do tempo de percurso do escoamento (tradução arbitrada para *freezing time*) e da velocidade média são obtidas.

Esse procedimento de cálculo é unidimensional e aplicável para estruturas de rejeitos em terrenos planos ou vales amplos (Jeyapalan, 1980, p. 180). Para escoamentos laminares em canais prismáticos, o autor buscou soluções de cálculo que aplicavam a conservação da massa e da quantidade de movimento e, portanto, aproximam-se a soluções dinâmicas. Similarmente, para a estimativa da mobilidade de rejeitos em regimes turbulentos, o autor recomendou a utilização de modelos hidrodinâmicos, com incrementos no coeficiente de rugosidade de Manning.

Essas recomendações reiteram as limitações de métodos analíticos simplificados na determinação do alcance de escoamentos geofísicos. Especialmente para pilhas de rejeito filtrado, a variabilidade de arranjos geométricos, configurações topográficas e fatores climatológicos que influenciam sua ruptura, bem como a ausência de lago sobrenadante e a alta concentração volumétrica esperada para o escoamento de rejeitos, podem dificultar a aplicação de equações em forma fechada. Por outro lado, a aplicação de modelos dinâmicos é mais abrangente em vários sentidos, como será explicado no item 3.6.

3.6 Modelagens dinâmicas

Na previsão de escoamentos geofísicos, as modelagens dinâmicas desempenham um papel importante ao permitir a resolução das equações de conservação de massa e de quantidade de movimento no espaço e no tempo. McDougall (2006, p. 16) discute sobre o potencial de métodos dinâmicos serem acessíveis, acurados e objetivos na análise de deslizamentos.

Frequentemente, modelagens dinâmicas utilizam integrações verticais das equações de conservação de massa e quantidade de movimento; as equações resultantes são denominadas de *águas rasas*. Esse artifício permite a redução do custo computacional (Brunner; Savant; Heath, 2020, p. 7-22) ao assumir funções pré-determinadas para

alterações verticais de parâmetros como pressão e velocidade e utilizar valores médios na sua descrição matemática (Rauter; Tuković, 2018, p. 184).

A utilização das equações de águas rasas para descrever escoamentos granulares data de trabalhos como Schaeffer (1987) e Savage e Hutter (1989). Em especial, por meio da representação da massa granular como um meio contínuo, os dois últimos autores notaram a similaridade da integração vertical das equações de movimento com as equações não lineares de águas rasas e, com sucesso, modelaram a queda de uma massa granular sob uma superfície por uma abordagem lagrangiana.

Matematicamente, as equações de águas rasas podem ser descritas por um sistema de equações diferenciais parciais hiperbólicas, resultantes da integração vertical das equações da conservação de massa e da quantidade de movimento, conforme mostrado, em sua forma conservativa, pela Equação 21.

$$U_t + F(U)_x + G(U)_y = S(U)_{x,y} \quad (21)$$

Os vetores U_t , $F(U)_x$ e $G(U)_y$ representam variáveis relativas aos princípios de conservação e de fluxos nas direções x e y . O vetor $S(U)_{x,y}$ leva em consideração fatores físicos e geométricos, como os efeitos do atrito no leito do curso d'água, da força de vento e de Coriolis. Todos esses vetores englobam a manipulação de três condições iniciais para modelagem de escoamentos geofísicos, conforme explicam Pastor e Tamagnini (2004, p. 333-334): a altura da massa deslizante; o fator de poropressão basal; e os parâmetros reológicos reinantes.

3.6.1 Estabilidade da modelagem

As abordagens euleriana e lagrangiana costumeiramente adotadas em modelagens hidrodinâmicas podem ser associadas à partição da região de análise por células, volumes ou elementos mediante *malhas computacionais*. As técnicas de malhas podem ser categorizadas com base no local de computação das equações de águas rasas e na forma de transmissão ao longo de nós, células, volumes ou elementos. Dentre essas técnicas, destacam-se os métodos das diferenças finitas, dos elementos finitos e dos volumes finitos.

Independentemente do método aplicado, as equações de águas rasas permitem soluções que apresentam descontinuidades como choques (ou ondas de choque), vórtices, intermitências de contato e frentes úmidas e secas. Por essas descontinuidades representarem as maiores complexidades na resolução das equações de águas rasas (Toro, 2001, p. 5), é usual a adoção de modelos numéricos que as englobem explícita ou implicitamente.

Vários dos modelos numéricos disponíveis envolvem a aplicação do problema de Riemann. Simplificadamente, esse problema consiste em resolver as equações de conservação hiperbólicas que descrevem o comportamento de um fluido em uma região onde as condições iniciais apresentam uma descontinuidade. Essa resolução, por sua vez, permite o acompanhamento temporal do comportamento do escoamento nos contornos da descontinuidade (Toro, 2009, p. 116; George; Iverson, 2014, p. 9).

Nesse contexto, os trabalhos de Murillo e García-Navarro (2012a; 2012b), Martínez-Aranda, Murillo e García-Navarro (2020) e Martínez-Aranda *et al.* (2022) relatam inovações na aplicação de solucionadores do problema de Riemann com o uso do método dos volumes finitos. Pela utilização de diferentes formulações reológicas na representação de tensões cisalhantes em diversas aplicações, os autores obtiveram convergência nas equações de águas rasas em situações de escoamento não newtoniano de alta resolução, mesmo com malhas não estruturadas ou fluxos em estados estacionários. Os quatro trabalhos citados constituem a base do módulo de escoamento de lama e rejeitos do RiverFlow2D, que será abordado no subitem 3.6.2.

Distintivamente, o trabalho de Chen e Lee (2000) traz uma aplicação do método dos elementos finitos para a simulação de escoamentos geofísicos. Em especial, os autores implementaram um corretor que permite prever em duas etapas a evolução das propriedades do escoamento; esse tratamento evita dissipações espúrias na resolução matricial das equações de águas rasas no espaço e no tempo. Os autores aplicaram e validaram essa técnica em diversas retroanálises de deslizamentos (Chen; Lee, 2002, 2003). Esses três últimos trabalhos, por sua vez, fundamentam os princípios matemáticos do MADflow, também explicado no subitem 3.6.2.

Em ambos os programas – RiverFlow2D e MADflow – o intervalo computacional é obtido automaticamente, reinado pelo critério numérico de estabilidade e acurácia dado pela condição de Courant, Friedrichs e Lewy (1928).

3.6.2 Fases de escoamentos geofísicos

Escoamentos geofísicos são invariavelmente multifásicos, já que seus componentes incluem partículas sólidas de diferentes propriedades físicas, assim como espaço intersticial preenchido por água ou ar. No contexto de modelagem dinâmica, entretanto, simplificações quanto ao tratamento das fases da massa mobilizada são costumeiramente adotadas. Em especial, a maneira de resolução das equações de conservação da massa e da quantidade de movimento em um volume de controle dá origem a três formas possíveis de representação das fases sólida e líquida do sistema (Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 5-7).

A primeira, denominada abordagem *unifásica*, assume que o escoamento é composto de somente uma fase, ou um material. Essa suposição é válida quando há o domínio da propagação da massa de um componente – sólido ou fluido (Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 5). O trabalho de Savage e Hutter (1989), mencionado na introdução do item 3.6, empregou a abordagem unifásica para associar as equações hidrodinâmicas a problemas de massas de materiais granulares em afluxo.

A segunda se refere à representação dos escoamentos por intermédio de *misturas*. Essa abordagem envolve representar a mistura de fluido e sólidos como um único tipo de fluido contínuo. Desta maneira, apenas uma única equação constitutiva é utilizada para ambas as fases; ela busca retratar as interações entre as partículas e o fluido intersticial implicitamente (Takahashi, 2014, p. 39).³⁰ Em linhas gerais, as misturas são modeladas como médias ponderadas de propriedades como massa específica, velocidade e tensões em relação ao volume que cada fase – sólida ou líquida – ocupa. Frequentemente são empregadas ponderações com a concentração volumétrica e as equações de águas rasas (Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 6).

³⁰ Alguns autores, como Takahashi (2014, p. 39), enquadram modelos de mistura entre sólidos e fluidos como unifásicos, onde a resposta das deformações mediante tensões media as características do “fluido aparente”.

A terceira abordagem é pertinente à modelagem *multifásica*, na qual modelos contínuos buscam representar a fase líquida e a fase sólida independentemente. As equações de conservação de massa e da quantidade de movimento para as duas fases são resolvidas levando em consideração a interação entre as duas fases. Nesse contexto, destaca-se o trabalho de Pudasaini e Fischer (2020), que inaugurou a separação absoluta do fluido com as partículas sólidas em modelagem mecânica de escoamentos geofísicos.

3.6.3 Modelagem computacional

A representação dinâmica de escoamentos de rejeitos em programas de modelagem é atrelada a requisitos importantes que englobam propriedades físicas e geotécnicas dessas substâncias – algumas das quais foram mencionadas no subitem 3.3.2.

Devido a pilhas de rejeito filtrado não armazenarem quantidade significativa de água comparativamente com seu volume de rejeitos, espera-se que o processo de ruptura seja enquadrado em casos codificados como 2A ou 2B. Essa codificação faz parte da classificação proposta por Martin, Al-Mamun e Small (2019, p. 7) e depois adotada em Canadian Dam Association (2021, p. 16) para estudos de ruptura hipotética de barragens de rejeito. As diferenças dos casos 2A e 2B em termos de concentração volumétrica e tipos de escoamento estão brevemente indicadas na Tabela 9.

Tabela 9 – Casos de rupturas de estruturas de rejeito aplicáveis a pilhas de rejeito

Característica	Caso 2A	Caso 2B
Presença de lago sobrenadante	Não	Não
Susceptibilidade à liquefação	Sim	Não
Processos e tipos de escoamento	<i>Mudflow</i> associado aos rejeitos liquefeitos	<i>Flow slide</i> ou <i>slumping</i> associado aos rejeitos não liquefeitos

Fonte: Canadian Dam Association (2021, p. 16, 31)

Como foi introduzido no item 3.1, para a representação do escoamento dos rejeitos em altas concentrações volumétricas, a Canadian Dam Association (2021, p. 32) recomenda a utilização de modelos numéricos baseados na mecânica dos meios contínuos. Preferencialmente, de acordo com as diretrizes do manual, esses modelos devem permitir a aplicação de modelos reológicos distintos no domínio computacional, de modo a reproduzir diferentes comportamentos dos rejeitos ao longo da simulação

considerada. São quatro os programas computacionais recomendados para simulações de rejeitos referentes aos casos 2A e 2B pela Canadian Dam Association (2021, p. 54): FLOW-3D, DAN3D, RiverFlow2D e MADflow. Os dois últimos serão analisados nos próximos parágrafos.

O RiverFlow2D (versão 8.12.04, Hydronia, 2023) é um programa de modelagem contínua que utiliza adaptações de esquemas numéricos de Riemann para solucionar as equações de águas rasas. A interface gráfica do RiverFlow2D é embutida no QGIS (versão 3.28.5, QGIS.org, 2023), de maneira que operações como construção de malha, delimitação de condições de contorno e definição de regiões erodíveis ou de diferentes concentrações volumétricas sejam feitas internamente.

Assim como outros programas de modelagem numérica, o RiverFlow2D busca representar tridimensionalmente terrenos e obstáculos por meio de uma rede de malha não estruturada triangular (TIN, do inglês *triangular irregular network*). Os centroides de cada elemento são salvos em um arquivo de dados de elementos finitos (FED, do inglês *finite element data*), que inclui as conexões de cada célula, as elevações para cada nó e a associação às perdas de energia internas do escoamento e externas devido ao atrito com as margens. Tipicamente, para essa quantificação de efeitos de resistência ao escoamento, regiões de diferentes rugosidades, quantificadas por coeficientes de Manning, são inseridas.

Como condições de contorno, o programa se destaca pela possibilidade de representar blocos de regiões mobilizáveis, que se deslocam na malha computacional. Isso é feito por meio da associação de um arquivo raster, tipicamente com elevações correspondentes à parcela inicialmente mobilizável, ao arquivo FED, que representa a topografia pós-ruptura. Essa estratégia pode ser utilizada para representação de modos de falha de colapso instantâneo de estruturas de rejeito, onde não há a formação gradativa de uma brecha de ruptura e onde o estabelecimento de um hidrograma de ruptura não é trivial.

Especificamente para o módulo de escoamentos de lamas e rejeito (do inglês *mud and tailings module*), são disponíveis duas opções: propriedades constantes, leito fixo (CP-FB, do inglês *constant properties, fixed bed*); e propriedades variáveis, leito móvel (VP-MB, do inglês *variable properties, movable bed*).

No módulo VP-MB, componentes como massa específica, viscosidade, tensão limite de escoamento e ângulo de atrito basal são variáveis. Essa característica é permitida por meio da funcionalidade “classes de sedimento” (do inglês *sediment classes*), que permite a atribuição de diferentes proporções de sedimentos para regiões planares específicas, delimitadas na malha computacional por meio de vetores poligonais.

Para cada classe de sedimento, o usuário deve inserir cinco parâmetros: massa específica de sólidos, concentração volumétrica inicial, diâmetro do grão, porosidade do leito móvel ou do depósito de rejeitos, e tensão crítica de cisalhamento de Shields.³¹

Todas essas variáveis desempenham um papel importante na modelagem de escoamentos geofísicos. Em particular, o módulo VP-MB utiliza a Equação 21 como adaptação à Equação 22.

$$U_t + F(U)_x + G(U)_y = S_b(U) + S_\tau(U) + E_b(U) \quad (22)$$

O termo $S_b(U)$ compreende a incorporação da quantidade de movimento devido à variação da poropressão na interface entre o escoamento e o leito (Martínez-Aranda; Murillo; García-Navarro, 2022, p. 4). Dentre outros parâmetros, ele é dependente da concentração volumétrica e da densidade normalizada da mistura r (equivalente ao quociente entre a massa específica das partículas, para cada classe de sedimentos, e a massa específica da água).

O termo $S_\tau(U)$ compreende a dissipação da quantidade de movimento devido às tensões de cisalhamento na interface entre o escoamento e o leito. Essas tensões são frequentemente chamadas de tensões de cisalhamento basais, representadas por τ_b . Especificamente, o RiverFlow2D fornece uma série de formulações constitutivas para representar a resistência ao cisalhamento basal, dentre as quais o usuário deve adotar a mais representativa. Componentes de turbulência, de viscosidade e de atrito são

³¹ A tensão crítica de cisalhamento de Shields (1936) determina a iniciação do movimento de sedimentos em escoamentos turbulentos – ela é dependente do número de Reynolds, da velocidade de cisalhamento e da viscosidade cinemática. A literatura do RiverFlow2D frequentemente postula a utilização da fórmula de Egiazaroff (1965) para o cálculo da tensão. O cálculo e a calibração desse parâmetro estão fora do escopo da presente dissertação.

exemplos de constituintes tensoriais disponíveis no RiverFlow2D (Murillo; García-Navarro, 2012b, p. 1966; Martínez-Aranda; Murillo; García-Navarro, 2022, p. 3).

Por último, o termo $E_b(U)$ se refere ao fluxo de troca de saldo de massa (em inglês *mass net exchange flux*) entre a mistura geofísica e o leito erodível. Esse termo engloba taxas de deposição e erosão, que são funções da concentração volumétrica, da velocidade de sedimentação e da tensão de cisalhamento de Shields, dentre outras variáveis (Martínez-Aranda; Murillo; García-Navarro, 2020, p. 1142-1143).

Já o MADflow (versão 2023.1, MADflow, 2023) foi especificamente desenvolvido para a simulação de escoamentos geofísicos. O programa opera por meio da interface de linha de comando e conta com um arquivo executável próprio, que permite a execução pelo Notepad++. A inserção de topografias, malhas e regiões computacionais é feita por meio de variáveis específicas chamadas pelo usuário.

O modelo matemático do MADflow pode ser explicado por meio de uma perspectiva mecânica de equilíbrio de forças (Chen; Lee, 2000, p. 149; Chen; Lee, 2003, p. 276). Nessa abordagem, uma massa mobilizável elementar é representada por um número de colunas deformáveis. As forças atuantes nessa coluna são componentes devido à atração gravitacional W ; à resistência basal T na interface do escoamento com o leito; e ao próprio contato entre colunas F . Esse equilíbrio de forças constitui o procedimento de resolução das equações de águas rasas, na qual a perspectiva lagrangiana é adotada.

Em particular, o MADflow oferece diversas formulações reológicas e de erodibilidade do leito de forma a quantificar a resistência basal T . Diferentemente do RiverFlow2D, o MADflow disponibiliza a capacidade de inserção de zonas de reologias distintas – funcionalidade que pode ser importante em regiões de canalização de fluxo ou misturas com outros corpos d'água. A leitura de terrenos e obstáculos é feita tanto por meio de um arquivo nativo, quanto por arquivos codificados de texto.

O programa também tem a opção de representação de blocos mobilizáveis que se deslocam pelo domínio computacional. Essa operação pode ser feita por meio da função \$ELEVATION, que lê as topografias antes e após a ruptura e define a diferença das altitudes inseridas nas grades computacionais como regiões mobilizáveis.

O tratamento da aceleração da gravidade é feito distintamente nos dois programas. O RiverFlow2D avalia a mudança na superfície do leito por funções específicas em cada intervalo de tempo, para cada célula da malha computacional. Em cada intervalo, o programa define uma aproximação discreta da gravidade na direção normal ao leito e permite a definição das forças gravitacionais de forma matematicamente coerente nos solucionadores do problema de Riemann (Juez; Murillo; García-Navarro, 2013, p. 170).

Já o MADflow aborda a perspectiva do equilíbrio de forças para derivar o produto de acelerações e gradientes basais de uma coluna móvel em declive. Esse produto permite a contabilização das mudanças topográficas locais, bem como do acúmulo da massa mobilizável na superfície devido à sua curvatura, conforme explicitado pelo usuário. Assim, o programa permite convenientemente a inclusão dos efeitos de aceleração centrípeta no escoamento (Chen; Crosta; Lee, 2006, p. 308) por meio da função \$CENTRIPETAL. Em escoamentos geofísicos, a aceleração centrípeta é importante para contabilizar curvaturas verticais do caminho da massa mobilizável (Rickenmann, 2005, p. 312; Hungr, 2008, p. 1157).

A Tabela 10 apresenta uma comparação entre as potencialidades e limitações gerais e reológicas entre os dois programas na versão de análise da presente dissertação.

Tabela 10 – Comparação entre potencialidades e limitações do RiverFlow2D e MADflow aplicadas a escoamentos não newtonianos

Característica	RiverFlow2D	MADflow
Perspectiva de movimento	Euleriana	Lagrangiana
Método de solução	Volumes finitos	Elementos finitos
Programa principal de pós-processamento	QGIS	Tecplot ou Paraview
Condições de contorno de entrada e/ou iniciais aplicáveis a corridas de massa	Hidrograma Blocos mobilizáveis	Hidrograma Blocos mobilizáveis
Formulações reológicas disponíveis, nomenclaturas utilizadas e simbologias das variáveis de entrada necessárias³²	Bingham (τ_y, η, ρ) <i>Turbulent and Coulomb</i> (φ, n, ρ) <i>Turbulent and yield</i> (τ_y, n, ρ)	Bingham (τ_y, η, γ) Voellmy ($\tan \varphi, \tan \varphi_b, \xi$) <i>Coulomb viscous</i> ($\tau_y, \eta, \tan \varphi, \tan \varphi_b, \gamma$)

³² Para as incógnitas presentes nas variáveis de entrada das formulações reológicas, τ_y se refere à tensão limite de escoamento; η à viscosidade dinâmica; ρ à massa específica; φ e φ_b ao ângulo de atrito; κ ao coeficiente na formulação quadrática, igual a 24 no RiverFlow2D; K e n à consistência e ao índice do escoamento na fórmula de Herschel-Bulkley; γ ao peso específico; ξ ao coeficiente de Voellmy; n_{Man} ao coeficiente de Manning; e c à coesão.

Característica	RiverFlow2D	MADflow
	<i>Turbulent, Coulomb and yield</i> (τ_y, n, φ, ρ) <i>Quadratic</i> ($\tau_y, \eta, \kappa, n, \rho$) Granular (φ_b, ρ) Herschel-Bulkley (τ_y, K, n, ρ)	<i>Frictional</i> ($\tan \varphi, \tan \varphi_b$) <i>Quadratic</i> ($\tau_y, \eta, \eta_{Man}, \gamma$) Herschel-Bulkley (τ_y, K, n, γ) <i>Plastic</i> (c, γ) Sassa ($\tau_y, \varphi_b, \gamma$)
Zoneamento de parâmetros reológicos	Não permitido	Permitido

Fonte: Autoria própria

3.6.4 Representação reológica

O comportamento reológico de rejeitos é frequentemente estudado por meio de equações constitutivas entre tensão e deformação. Há pesquisas dedicadas a investigações do comportamento reológico com base em conceitos de mecânica dos solos (por exemplo, Iverson, 1997b) ou mecânica dos fluidos (como Coussot, 1997), enquanto há outras que combinam diferentes conceitos de ambos os campos para obter equações constitutivas gerais (tal como Jan; Shen, 1997). Nesse sentido, Ancey (2007, p. 6) menciona que a ausência de validação experimental acarreta divergências entre as comunidades que se dedicam ao estudo dos escoamentos geofísicos.

Em geral, a investigação dos mecanismos reológicos de escoamentos geofísicos costumeiramente adota uma de duas abordagens possíveis (O'Brien, 1986, p. 24-25):

- A descrição do movimento é tomada por uma abordagem contínua em conceitos de mecânica dos solos, envolvendo o critério de resistência de Mohr-Coulomb e a poropressão; e
- O tratamento do movimento é descrito como um escoamento hiperconcentrado, cujas propriedades controladoras são características da mecânica dos fluidos – por exemplo, a viscosidade e a turbulência.

Como mencionado no subitem 3.2.2, estima-se que os escoamentos de rejeitos filtrados, compactados em empilhamentos, sejam similares a deslizamentos. Na representação reológica desses casos, quando há altas concentrações volumétricas, a Canadian Dam Association (2021, p. 58-59) recomenda a adoção de conceitos da mecânica dos meios contínuos e de escoamentos granulares.

Dentre as propriedades desses tipos de escoamentos, a independência do ângulo de atrito interno de materiais granulares em relação às taxas de cisalhamento às quais eles estão submetidos é uma das principais (Sassa, 1988, p. 39; Jan; Shen, 1997, p. 96; Hungr, 2017, p. 179). A descoberta dessa propriedade se deu por experimentos feitos por Hungr e Morgenstern (1984a, 1984b), mencionados no subitem 3.1.2. Entretanto, a independência do ângulo de atrito à taxa de cisalhamento aplicada pode agregar incertezas quando da sua aplicação para escoamentos onde deformações significativas são previstas (Iverson; Denlinger, 2001, p. 538-540; Hungr, 2017, p. 179). Adicionalmente, autores como Savage (1979, p. 60) já notavam que efeitos de inércia e cisalhamento são importantes em escoamentos atrelados a deformações significativas.³³

O comportamento perfeitamente friccional de escoamentos geofísicos relaciona-se com os tópicos de plasticidade, poropressão e empuxo lateral mencionados nos subitens 3.1.2, 3.3.3 e 3.3.5. Em particular, há uma proporcionalidade entre tensões normais e cisalhantes que satisfaz os princípios de conservação da quantidade de movimento e que é apta a reproduzir fidedignamente comportamentos de escoamentos granulares de laboratório e em campo (Savage; Hutter, 1989, p. 186; Iverson; Vallance, 2001, p. 117). Ainda, de acordo com essa teoria, pesquisadores como Iverson, Reid e LaHusen (1997) mencionam boas estimativas de comportamento do escoamento até em casos de liquefação do material mobilizável.

Outros pesquisadores, como Hungr (1995, p. 619) e McDougall (2006, p. 137; 2017, p. 612), relatam que uma combinação das duas vertentes de análise da deformação do material – mecânicas dos solos e fluidos – pode ser mais adequada para situações de maior mobilidade do escoamento. Nesses casos, formulações reológicas que agreguem fatores de turbulência na quantificação da resistência ao escoamento são mais adequadas. A equação elaborada por Voellmy e Roch (1955) agrega ambos os componentes friccional e turbulento na representação da tensão cisalhante basal.

O coeficiente de Voellmy ξ foi originalmente determinado para avalanches glaciais; nas décadas posteriores, pesquisadores validaram a aplicação do modelo reológico

³³ Esses efeitos, típicos de escoamentos geofísicos atuantes sob regime inercial, contrastam com o regime quase-estático do fluido, que é suficientemente representado pela equação de Mohr-Coulomb (Savage, 1984, p. 298-302; Jan; Shen, 1997, p. 96; Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 18).

para movimentos de terra. Como exemplo, Pirulli *et al.* (2017) efetuaram a retroanálise da ruptura da Barragem Pozzole, em Stava (Itália), com várias formulações reológicas de resistência ao escoamento. Dentre as formulações puramente turbulenta, puramente friccional, de Voellmy e de Bingham, a que mais fidedignamente representou as propriedades do escoamento dos rejeitos foi a de Voellmy.

Pesquisadores como Hungr e McDougall (2009, p. 984) frequentemente enfatizam o papel da turbulência no escoamento em representar todas as fontes de resistência que são dependentes de velocidade. Nesse sentido, seu efeito pode ser relacionado com o coeficiente de rugosidade de Manning n , associado a fatores como rugosidade do terreno, vegetação, irregularidades e alinhamentos do canal, deposição e erosão, obstruções e magnitudes de cota e vazão (Chow, 1959, p. 101).

Um dos pesquisadores que buscaram contabilizar essas condições foi Cowan (1956 *apud* Chow, 1959). Sua fórmula, presente na Equação 23, leva em consideração os coeficientes do material envolvido no leito n_0 , o grau de irregularidade do leito n_1 , as variações nas seções transversais n_2 , o efeito relativo de obstruções no caminho n_3 , a densidade da vegetação n_4 e o grau de feições meandríticas m_5 .

$$n = (n_0 + n_1 + n_2 + n_3 + n_4) \times m_5 \quad (23)$$

Alguns pesquisadores buscaram relacionar os dois coeficientes citados. Um exemplo foi Bojo (1989), que buscou aproximar valores do coeficiente de Voellmy publicados na literatura com os correspondentes de Manning. A Equação 24 pode ser utilizada como correlação matemática entre os coeficientes; entretanto, como pontua Hungr (2017, p. 179), o coeficiente de Manning, sendo desenvolvido para escoamento de água, pode não ser representativo para a quantificação da resistência de movimentos de terra. A altura do escoamento h é utilizada como mediadora da influência dos efeitos de turbulência no fenômeno geofísico.

$$\xi = \frac{1}{nh^{1/3}} \quad (24)$$

Há, ainda, a possibilidade de a tensão de cisalhamento basal atuante no escoamento geofísico ser aproximada de um comportamento perfeitamente plástico. Um exemplo

para casos com ocorrência de liquefação basal é a correspondência da tensão de cisalhamento com a magnitude da resistência ao cisalhamento liquefeita (Canadian Dam Association, 2021, p. 59), mencionada no subitem 3.3.4.

A Tabela 11 ilustra as formulações de resistência plástica, friccional e de Voellmy ao escoamento geofísico. Essas são três das cinco formulações recomendadas para a análise do escoamento de rejeitos provenientes de rupturas hipotéticas inseridas em Canadian Dam Association (2021, p. 59). As outras duas – de Bingham e quadrática – não serão analisadas no presente trabalho devido à escassez de referências bibliográficas quanto a estimativas de tensão limite de escoamento e viscosidade dinâmica em rejeitos com altas concentrações volumétricas.³⁴

Tabela 11 – Formulações reológicas para a representação da resistência ao escoamento geofísico inseridas na mecânica dos meios contínuos

Nomenclatura	Equação	Variáveis
Plástico	$\tau = s_u$	s_u : resistência ao cisalhamento liquefeita (nota de rodapé 15)
Friccional	$\tau = \rho g' h f$	ρ : massa específica da massa mobilizável g' : aceleração da gravidade corrigida com forças centrípetas h : profundidade do escoamento f : coeficiente de atrito
Voellmy	$\tau = \rho g' h f + \rho g \frac{v^2}{\xi}$	v : velocidade do escoamento ξ : coeficiente de turbulência Demais variáveis pertencentes ao componente friccional

Fonte: Adaptada de Canadian Dam Association (2021, p. 59)

Como observação importante, destaca-se que as análises feitas neste e nos próximos subitens pressupõem um comportamento de mistura do fluido. Esse comportamento foi denominado por Hungr (1995, p. 611) e McDougall (2006, p. 59-61) como de um “fluido equivalente”, com reologias basais e internas simples e que idealizam o material mobilizado, como mencionado no item 3.1.

³⁴ Ensaios reológicos que mensuram propriedades como tensão limite de escoamento e viscosidade em altas concentrações volumétricas, como usualmente se encontram pilhas de rejeito filtrado, são trabalhosos. O estudo de Ghahramani (2023, p. 84), também publicado em Ghahramani *et al.* (2022, p. 14), reconhece essa complexidade para valores de concentrações de sólidos acima de 50% e afirma que a maioria dos experimentos publicados não é relevante para rejeitos consolidados e adensados com o tempo.

3.6.5 Escoamento de rejeitos provenientes de rupturas de empilhamentos

Nas últimas décadas, vários pesquisadores buscaram empregar particularidades de escoamentos geofísicos na retroanálise de estruturas de contenção de rejeitos de mineração. Entretanto, o trabalho de Ghahramani (2023), publicado também em Ghahramani *et al.* (2022), menciona que, frequentemente, são utilizados pacotes de modelagem originários de rupturas de barragens de água ou de deslizamentos de terra. Nesse sentido, a validação e a calibração de parâmetros geotécnicos e reológicos para avaliar escoamentos de rejeito em programas computacionais são desafiadoras. Ademais, foi mencionada a falta de análises comparativas entre pacotes existentes para aferir esses parâmetros.

Assim, foi realizada uma análise comparativa de escoamentos utilizando quatro modelos numéricos: DAN3D, MADflow, FLO-2D e FLOW-3D; foram retroanalizadas as rupturas da Barragem 4 de Merriespruit (África do Sul) e da Barragem Pozzole (Itália). Foram obtidos resultados similares entre os modelos, embora aqueles com capacidade de variação do modelo reológico ao longo da malha computacional (DAN3D e MADflow) providenciassem resultados mais satisfatórios para velocidades de escoamento. Foram observadas incertezas significativas quando os modelos associavam a resistência ao escoamento a variações nos coeficientes de rugosidade, bem como grandes sensibilidades quanto à estimativa do volume total liberado de rejeitos.

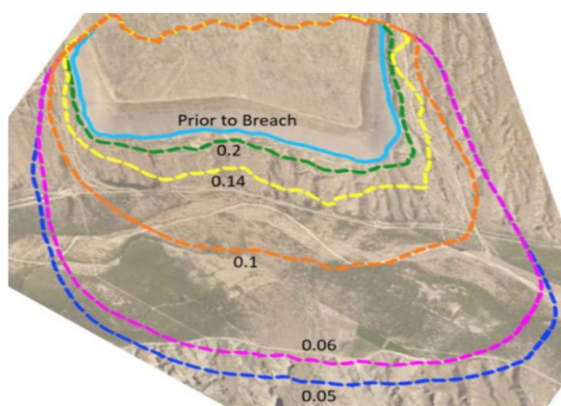
Chen, Chin e Friedel (2019, p. 6) e Canadian Dam Association (2021, p. 31) citam as potencialidades de escoamentos de rejeitos se alongarem longitudinalmente e se espalharem lateralmente. Esses movimentos acarretam aumento do índice de vazios e perda de resistência dos rejeitos, fatores cuja representação em modelos hidrodinâmicos é desafiadora. Outra adversidade mencionada pelos autores do ponto de vista de modelagem numérica é a representação multifásica de rejeitos não saturados e saturados em escoamentos liquefeitos, especialmente quando se analisa a ruptura de estruturas de rejeito inativas.

Chen e Becker (2014) empregaram o modelo friccional no MADflow para analisar a ruptura de uma barragem de rejeitos espessados hipotética, com lago sobrenadante mínimo – semelhante ao caso de uma estrutura de rejeito inativa. Foram adotados

intervalos para o ângulo de atrito mobilizado de 16° a 18° ; e para o ângulo de atrito residual de $3,4^\circ$ a $5,7^\circ$. Esses últimos valores são relacionados às razões de resistência residual entre 0,06 e 0,10, similares às magnitudes de 0,05 a 0,12 obtidas por Olson (2001), citadas no subitem 3.3.4. Nos dois relevos analisados (acidentado e plano), as manchas de inundação foram sensíveis às razões de resistência adotadas, com distâncias maiores atreladas a razões menores.

Análise semelhante foi feita por Chen, Chin e Friedel (2019) para dois estudos de estruturas de rejeito inativas. Nos dois casos, os autores dividiram o reservatório de rejeitos em camadas saturada e não saturada com o propósito de simular o fenômeno da porção não saturada, sem susceptibilidade à liquefação, flutuar no topo da camada saturada e liquefeita. Especificamente para o segundo caso, uma variedade de razões de resistência liquefeitas foi utilizada (entre 0,05 e 0,20); a comparação das manchas de inundação resultantes é apresentada na Figura 18.

Figura 18 – Manchas de inundação resultantes da análise de sensibilidade da ruptura de uma barragem de rejeitos inativa para diferentes razões de resistência liquefeita simulada no MADflow



Fonte: Chen; Chin; Friedel (2019, p. 9)

Quando da aplicação do RiverFlow2D, um dos testes que validaram a formulação do submódulo VP-MB foi a retroanálise da ruptura da Barragem B1, em Brumadinho. O teste feito por Martínez-Aranda (2021, p. 123-132), também publicado em Martínez-Aranda, Murillo e García-Navarro (2022, p. 24-32), reproduziu fidedignamente os tempos de chegada e profundidades de escoamento em seções transversais notáveis, bem como o acúmulo de material nas proximidades do rio Paraopeba.

O trabalho desenvolvido por Garcia *et al.* (2023) comparou os resultados das manchas de inundação provenientes da ruptura da Barragem B1 no RiverFlow2D utilizando as

formulações reológicas quadrática e granular. Devido à distância longitudinal consideravelmente menor obtida para a última relação reológica, os autores recomendaram a utilização desse modelo friccional para pilhas de rejeito filtrado.

Entretanto, são ainda escassas, na literatura, análises reológicas e modelagens numéricas de escoamentos derivados especificamente de rupturas de empilhamentos de rejeitos. Sánchez-Peralta *et al.* (2020) mencionaram a deficiência de estudos de escoamentos de rejeitos filtrados liquefeitos e propuseram a avaliação da liquefação de rejeitos silto-arenosos provenientes de um empilhamento de rejeitos filtrados da região de Antioquia, Colômbia. Os ensaios reológicos a partir de amostras coletadas e trabalhadas³⁵ em laboratório detectaram comportamento levemente dilatante. Os autores modelaram com sucesso o escoamento da pasta de rejeitos em uma calha inclinada pelo programa Ansys Fluent utilizando o modelo de Herschel-Bulkley.

No subitem 3.3.3 foi introduzida a pesquisa de Golder Associates (1995, p. 30-33) de retroanálise das rupturas de pilhas de estéril no Canadá. Em todos os 41 casos, optou-se, inicialmente, pela utilização do modelo granular. Nessas modelagens iniciais, o emprego do ângulo de atrito aparente entre 18° e 24° foi satisfatório para eventos em que as distâncias de escoamento foram inferiores a 1 km. Já para eventos em que as distâncias mobilizadas ultrapassaram 1 km, o modelo granular não foi suficiente para simular as manchas de inundação e velocidades de escoamento. Foram utilizados, nesses casos, ângulos de atrito aparentes entre 3° e 6°, e coeficientes de turbulência de Voellmy entre 200 e 300 m/s².

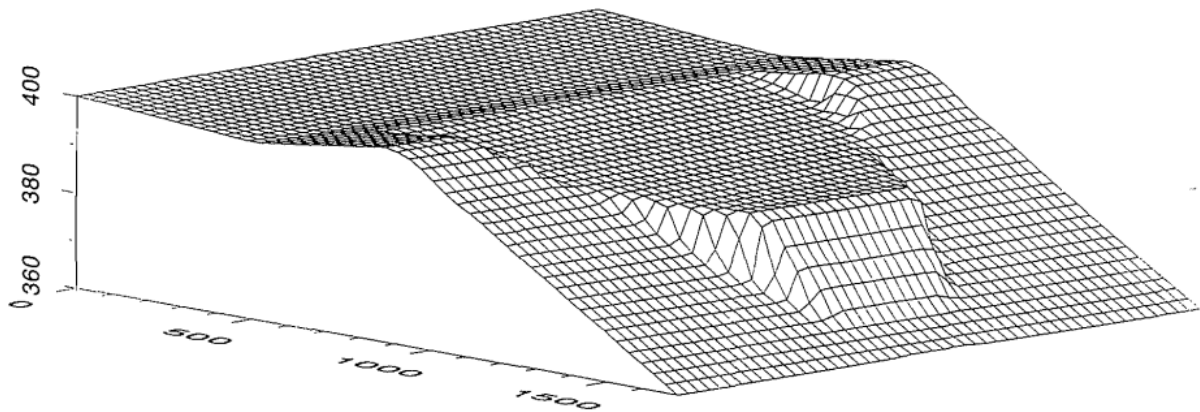
Para escoamentos granulares provenientes de rupturas de rejeito, outro exemplo é o de Hungr (1995, p. 619-621).³⁶ O autor simulou o escoamento hipotético de rejeitos arenosos assumindo a sua liquefação instantânea, porém com o exterior da pilha

³⁵ Foram adicionados 15 kg de água para 35 kg de rejeito, atingindo-se uma concentração volumétrica de cerca de 45%.

³⁶ No trabalho de Hungr (1995) é apresentado o DAN (do inglês *dynamic analysis*), um programa computacional direcionado para a modelagem de escoamentos geofísicos. O DAN possui similaridades em relação ao MADflow no que se refere ao método de resolução das equações de águas rasas – também é adotado um equilíbrio de forças mediante uma coluna móvel, a partir do qual a força de resistência basal é representada por uma série de possíveis formulações reológicas. O trabalho de McDougall (2006), por sua vez, introduz o DAN3D, que agrega contribuições ao modelo original. Dentre essas melhorias, destacam-se a habilidade da inserção de um terreno tridimensional sem especificação de uma direção e largura do trajeto mobilizável, e a contabilização explícita de perdas de carga causadas por variações topográficas.

completamente friccional. Foi utilizado o ângulo de atrito de 33° e o coeficiente de poropressão de 0,5, para velocidades de escoamento máximas de 3 m/s e distância longitudinal total de mobilização de 20 m. A configuração final dos rejeitos, ilustrada na Figura 19, assemelha-se a um deslizamento do tipo abaixamento. O autor ainda menciona que, no caso de ruptura com resistência dos rejeitos reduzida ou coeficiente de poropressão aumentado, há escoamento dos rejeitos liquefeitos.

Figura 19 – Configuração final de ruptura de uma pilha de rejeitos hipotética simulada no DAN



Fonte: Hungr (1995, p. 621)

Pastor *et al.* (2002) utilizaram o modelo friccional em um modelo numérico próprio, baseado nas equações de conservação, para a simulação unidimensional da ruptura da pilha de Aberfan (País de Gales), reportada no Apêndice A. Os autores adotaram o ângulo de atrito de 36° e o coeficiente de poropressão, ao início da simulação, de 0,78; esses valores resultam em um ângulo de atrito aparente de $9,1^\circ$. As distâncias e velocidades de escoamento foram modeladas com sucesso.

Poulsen *et al.* (2014) desenvolveram um estudo de caso na ruptura de uma pilha de decapeamento de minério na Índia, mencionado no Apêndice A. Para a análise dinâmica, os autores utilizaram o programa DAN-3D, que possui a funcionalidade de variação dos ângulos de atrito para o modelo friccional. Os autores adotaram ângulos de atrito de 26° para a cunha passiva e 8° para a cunha ativa; em todos os casos, o ângulo de atrito interno foi de 36° . A distância total mobilizada de 70 metros foi simulada com êxito utilizando esses parâmetros.

O trabalho de Liu e McLeod (2023) buscou retroanalisar a ruptura da estrutura de rejeitos Las Palmas (Chile), mencionada no Apêndice A. Como forma de representação do escoamento dos rejeitos não saturados – que incluíam rochas e

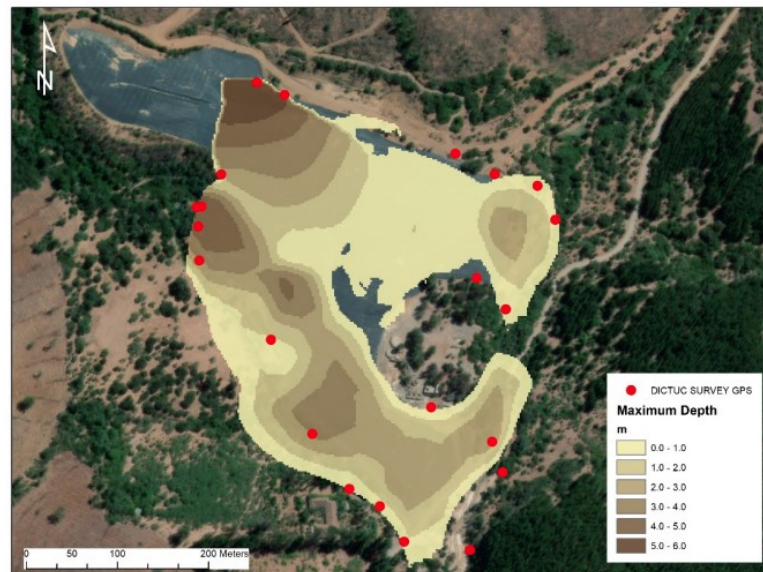
detritos – no topo dos rejeitos liquefeitos, os autores optaram pela representação do escoamento como uma mistura. A tensão normal dos rejeitos não saturados seria “reduzida pelo empuxo dos rejeitos saturados, que diminuiria a resistência friccional, aumentaria o gradiente de pressões e reduziria o arraste dos blocos não saturados de rejeito” (Liu; McLeod, 2023, p. 1393, tradução própria).

Para a simulação do escoamento, Liu e McLeod (2023) também utilizaram o modelo granular, mas optaram pela simulação no HEC-RAS.³⁷ Como condição de contorno de montante, os autores assumiram um hidrograma triangular de duração de cinco minutos. O ângulo de atrito aparente que forneceu melhores resultados quanto ao perímetro da mancha e às profundidades de escoamento estimadas foi de 4°. Essa magnitude indica a forte influência dos rejeitos liquefeitos devido à alta poropressão no escoamento.

A Figura 20 ilustra o mapa de profundidades máximas obtidas na retroanálise cujo ângulo de atrito aparente utilizado foi de 4°. Como observações, Liu e McLeod (2023) mencionam a particularidade do caso estudado; as deficiências do modelo granular de não associar a taxa de dissipação da poropressão ou incorporar mudanças dinâmicas no ângulo de atrito; e a necessidade de integração de processos de falha, escoamento e deposição de rejeitos em estudos de ruptura hipotética.

³⁷ Até o último lançamento do HEC-RAS (versão 6.4, Hydrologic Engineering Center, 2023b) à época da escrita deste trabalho, o programa não contemplava a inserção de blocos de regiões mobilizáveis na representação de condições de contorno. A estimativa de um hidrograma no módulo de regime não permanente para escoamentos granulares, como realizada por Liu e McLeod (2023), não é trivial. Presumivelmente, essa é uma das razões pela qual a Canadian Dam Association (2021, p. 54) não cita o programa como capaz de modelar escoamentos de rejeitos associados ao caso 2B.

Figura 20 – Mapa de profundidades máximas associadas à retroanálise da ruptura de Las Palmas simulada no HEC-RAS



Fonte: Liu e McLeod (2023, p. 1394)

O estudo de Golder Associates (1995) mencionado anteriormente foi pioneiro para uma série de recomendações na modelagem de escoamentos de liquefeitos. Em especial, foi recomendada a mudança da equação reológica puramente friccional para uma que incluía a dependência de turbulência, como a de Voellmy, em escoamentos liquefeitos. Essa mudança, que deve ser feita de acordo com o julgamento do modelador, deve ser situada em pontos nos quais se espera que a massa mobilizada atinja relevos confinados ou canalizados (Hungry, 1995, p. 619) ou em regiões onde haja intenso arrastamento e liquefação de materiais no leito (Hungry, 2017, p. 181). Entretanto, somente alguns modelos possuem a opção de mudança explícita de parâmetros reológicos no espaço e no tempo.

Os estudos de Menezes *et al.* (2022) e Muguet e Silva (2022) aplicaram o RiverFlow2D para a previsão da mancha de inundação e propriedades do escoamento proveniente de rupturas de empilhamentos. Em especial, Muguet e Silva (2022) simularam a ruptura de uma pilha de rejeitos do tipo bolo de noiva, determinada a partir de uma análise de estabilidade tridimensional e considerando o modo de falha de colapso por liquefação. Foi considerada a relação *Turbulent, Coulomb and Yield*; entretanto, não foi mencionada a magnitude da tensão limite de escoamento utilizada. A extensão da mancha de inundação obtida foi da ordem de 2,50 quilômetros, com profundidades máximas de 29,00 metros, para um volume mobilizado de 4,7 milhões de metros

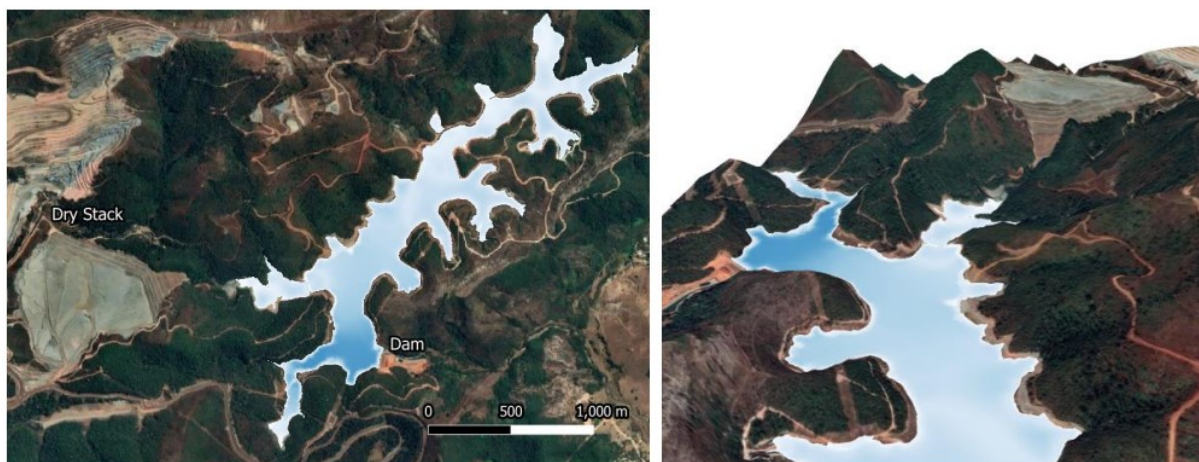
cúbicos. No subitem 3.6.6, dois exemplos adicionais de simulações de escoamentos provenientes de rupturas de pilhas de mineração são indicados.

3.6.6 Presença de corpos d'água e estruturas de contenção de sedimentos

Os exemplos citados de modelagens de escoamentos provenientes de rupturas de empilhamentos consideraram, até então, o escoamento unicamente dos rejeitos, sem adição de água. Entretanto, algumas configurações geométricas de pilhas de rejeito implicam na construção dessas estruturas em cabeceiras de bacias hidrográficas, onde nascentes de cursos d'água intermitentes ou perenes, bem como fluxos subsuperficiais, podem se estabelecer (Hawley; Cunning, 2017, p. 99-100).

Essa atividade hidrológica pode ser aproveitada quando se planeja a construção de uma estrutura de contenção a jusante do empilhamento de rejeitos. Além de uma possível reutilização da água para fins industriais, a presença do reservatório faz com que haja decantação dos sedimentos da bacia hidrográfica transportados de maneira aluvionar ou coluvionar (Klohn Crippen Berger, 2017, p. 25; Davies; Mayhew; Anderson, 2022, p. 95). Como mencionado no subitem 3.2.1, essa configuração em cascata apresenta complexidades no que tange ao estudo de rupturas hipotéticas. Esses desafios podem ser mais bem explicados no caso de uma pilha de rejeito com maciço único, encaixada em vale, como exemplificado na Figura 21.

Figura 21 – Configuração em cascata de uma pilha de rejeitos a montante e uma estrutura de contenção de sedimentos a jusante



Fonte: Delandmeter et al. (2023, p. 5)

Em projetos de pilhas de rejeito, análises de estabilidade geotécnicas invariavelmente indicam superfícies de ruptura imediatamente a montante da estrutura de contenção

de sedimentos. Em fases preliminares, modelagens empíricas podem auxiliar nas determinações do alcance da massa mobilizável e do potencial intervalo de segurança entre o pé da estrutura de rejeitos e o reservatório da estrutura de contenção de sedimentos proposta. Entretanto, a multiplicidade de fatores intervenientes em escoamento de rejeitos sugere que a modelagem dinâmica seja mais adequada para avaliar o impacto da ruptura da pilha na estrutura de contenção de sedimentos.

Nesse sentido, a análise da modelagem dinâmica tem duas vertentes de discussão importantes:

- A presença de um lago sobrenadante a jusante exige que a modelagem seja, no mínimo, enquadrada como mistura, como mencionado no subitem 3.6.2. Nesse sentido, ambas as fases sólida e líquida são consideradas na representação do escoamento geofísico; e
- A presença de uma estrutura de contenção implica que haja uma avaliação da sinergia das duas estruturas: pilha e barragem. Assim, a susceptibilidade de ruptura em cascata pode ser analisada, sustentada por modos de falha e condições climatológicas críveis.

Essas vertentes exigem a interlocução de diferentes disciplinas – geologia, geotecnia, hidrologia, meio ambiente, dentre outras. Em termos hidrológicos, segundo Pinheiro (2011, p. 76-83, 116-117), projetos de estruturas de contenção de sedimentos tradicionalmente seguem cálculos do volume morto (Brune, 1953; Environmental Protection Agency, 1973; Linsley; Franzini, 1979) e dimensionamento de vertedouros sem volume de espera. No reservatório, o cálculo da borda livre passa pelo cálculo da extensão da superfície líquida sobre a qual atua o vento (Naghattini, 1999; Pinheiro, 2011). Adicionalmente, sempre quando se preveem modelagens dinâmicas em corpos d'água, técnicas de obtenção de vazões de projeto devem ser escolhidas, como a regionalização de vazões ou a transformação de precipitação total e efetiva e desta para escoamento direto (Mockus, 1972; Natural Resources Conservation Service, 2004, 2010, 2014). Em todos esses procedimentos, programas de modelagem hidrológica podem auxiliar na operação e automatização de dados, como o HEC-HMS

(versão 4.11, Hydrologic Engineering Center, 2023a). Ainda, em todos os casos, tempos de retorno adequados devem ser previamente arbitrados.³⁸

Em caso de susceptibilidade de ruptura de uma estrutura de contenção de sedimentos existente, vários métodos de avaliação do volume potencialmente mobilizável e da progressão da brecha de ruptura são disponíveis – dentre modelos físicos e paramétricos (por exemplo, Froehlich, 2016). Naturalmente, as vazões dos cursos d'água pertencentes às bacias hidrográficas próximas à estrutura devem ser calculadas conforme métodos de regionalização de vazões e atenuação do hidrograma para diferentes cenários climatológicos (Rocha *et al.*, 2017; Tucci, 2022).³⁸

Nesse sentido, modelagens dinâmicas que simulam o escoamento proveniente de deslizamentos e a mistura em corpos d'água são tão antigas quanto aquelas reportadas em Pastor *et al.* (2009). Os autores utilizaram uma combinação de relações constitutivas, e métodos hidrodinâmicos e de mecânica dos solos para a simulação da mistura da massa sólida com reservatórios de água.

Tal como outros pesquisadores indicados no subitem 3.6.5, Delandmeter *et al.* (2023) incorporaram o efeito da turbulência em uma simulação de ruptura de uma pilha de rejeitos em Minas Gerais (Brasil). Especificamente, essa pilha era situada a montante de uma barragem de contenção de sedimentos. Os autores utilizaram o módulo VP-MB do RiverFlow2D e o modelo *Turbulent and Coulomb*, que se assemelha conceitualmente ao modelo de Voellmy, para representar o escoamento granular proveniente da ruptura da pilha e a mistura dos rejeitos com a água no reservatório. O ângulo de atrito aparente utilizado foi de 4,3°.

Caso similar foi estudado por Fernandes *et al.* (2023), que efetuaram modelagens dinâmicas para simular a ruptura da pilha de rejeitos de Xingu, em Minas Gerais (Brasil). Os autores constataram a susceptibilidade à liquefação da estrutura; após correlações geotécnicas, a razão de resistência liquefeita obtida foi associada aos

³⁸ É comum no meio técnico a execução de dois cenários. O primeiro, relativo à cheia associada ao tempo de retorno de 2 anos, pode ser denominado “dia ameno” e é relacionado ao conceito de cheia natural ordinária – essa adoção decorre da pressuposição de que a vazão em trânsito corresponda ao débito de margens plenas do rio, quando não há inundação. Por outro lado, o cenário de “dia chuvoso” é associado ao tempo de retorno de 100 anos e é referente a uma cheia natural severa. Nela, a vazão em trânsito já extrapola a calha principal dos cursos d'água e atinge as planícies de inundação. Mais informações podem ser consultadas em Wolman e Leopold (1957, p. 88) e Fontes (2010, p. 76).

ângulos de atrito aparentes de 2 e 4,5°, adotados no modelo dinâmico. O modelo reológico que mistura efeitos friccionais e turbulentos foi escolhido; foram avaliados os efeitos da ruptura da pilha tanto em uma linha ferroviária próxima, quanto no rio Piracicaba.

Especificamente para o caso estudado por Delandmeter *et al.* (2023), os rejeitos da pilha entraram na porção de montante do reservatório da barragem; porém, o alcance foi limitado e não atingiu o maciço da estrutura a jusante. Em aplicações práticas, onde haja um dique de contenção de sedimentos a jusante de uma pilha de rejeitos, análises dinâmicas podem indicar a sobre-elevação do nível do reservatório devido ao deslizamento do material da pilha rompida. Similarmente, essas análises podem indicar galgamento do dique a jusante. Após análises de modos de falha e efeito e estudos multidisciplinares, pode ser considerada plausível a ruptura sucessiva das duas estruturas: pilha de rejeito e dique de contenção de sedimentos.

3.6.7 Modelagem de largas deformações e métodos sem malha

A utilização de modelagem hidrodinâmica baseada em malha computacional, tema principal do atual trabalho, é relacionada com as perspectivas euleriana e lagrangiana de movimento (Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 15). Como explicado no subitem 3.6.1, a abordagem euleriana envolve a fixação da malha computacional em determinado volume de controle, enquanto propriedades como massa e quantidade de movimento cruzam a malha. Por outro lado, na abordagem lagrangiana, a grade computacional é fixada com o material e com suas propriedades, de maneira que a malha move juntamente ao material.

Há abordagens que podem ser utilizadas em modelagens numéricas sem a utilização de malhas computacionais. Nelas, há a divisão do domínio em uma coleção de partículas ou pontos deformáveis, com propriedades e variáveis relacionadas. As técnicas sem malhas, portanto, têm a capacidade de mudar os pontos vizinhos durante o movimento, onde parâmetros hidrodinâmicos, reológicos e mecânicos são alterados intrinsecamente (Liu; Liu, 2003, p. 24).

Essa capacidade faz que métodos sem malha sejam capazes de modelar com acurácia largas deformações. Dentre esses, destacam-se o método dos elementos

discretos (DEM, do inglês *discrete element method*) e a hidrodinâmica de partículas suavizadas (SPH, do inglês *smooth particle hydrodynamics*). Enquadram-se também métodos nos quais o movimento das partículas na malha é livre, mas grades computacionais são utilizadas para o cálculo de variáveis primárias – um exemplo é o método dos pontos materiais (MPM, do inglês *material point method*) (Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 17-18).

Em particular, esses métodos permitem a aplicação de formulações reológicas e modelos constitutivos complexos – que podem levar em consideração efeitos de não-linearidade, histórico de deformações e interação entre fases distintas (Llano Serna, 2016; Trujillo-Vela *et al.*, 2020). Adicionalmente, permitem a determinação do volume mobilizável de maneira intrínseca, que elimina a necessidade de utilização de métodos de determinação de cunhas ou elipsoides de ruptura.

Métodos sem malha possuem, entretanto, elevado custo computacional – derivado principalmente do mecanismo de busca das partículas vizinhas para o cálculo das equações de conservação (Fries; Matthies, 2004, p. 93). Outros problemas relatados incluem instabilidades e oscilações de campos tensoriais; inconsistências perto dos limites da simulação causadas pela falta de pontos; e expansões excessivas na distribuição dos pontos (Trujillo-Vela *et al.*, 2020, p. 2).

Assim, a aplicabilidade dessas ferramentas deve ser examinada em decisões de projetos que tencionam a utilização de modelos sem malha. Em geral, a escolha de modelos constitutivos e métodos de simulação mais complexos exige quantidade maior de variáveis de entrada e pode agregar incerteza na representação dos escoamentos geofísicos.

3.6.8 Resumo de modelos dinâmicos

O subitem 3.5.1 mencionou algumas deficiências quanto à estimativa de alcance de materiais geofísicos mobilizados por meio de métodos empíricos. Em contraste, os métodos dinâmicos detalhados no presente item agregam robustez aos estudos de ruptura hipotética, uma vez que permitem determinar o trajeto do escoamento com maior grau de confiança – parâmetros hidrodinâmicos como profundidades e velocidades, distribuições dos depósitos geofísicos (Hungry, 2017, p. 174), evolução

do espalhamento da massa (Pirulli, 2005, p. 3.10) e tempos de chegada da frente e do pico da onda podem ser determinados.

Os subitens 3.6.5 e 3.6.6 apresentaram vários trabalhos que buscaram modelar o escoamento de rejeitos provenientes de rupturas de estruturas de mineração. Esses trabalhos envolveram tanto retroanálises de rupturas de eventos existentes, quanto previsões de rupturas hipotéticas. A Tabela 12 resume os trabalhos citados, descreve a natureza do trabalho (ruptura hipotética ou retroanálise) e cita observações pertinentes.

Tabela 12 – Exemplos de modelagens dinâmicas para estimativas de escoamentos de rejeitos

Referência	Estrutura e caráter da ruptura	Formulação reológica	Programa computacional	Observações
Golder Associates (1995)	Pilhas de mineração na Colúmbia Britânica (Canadá) (retroanálises)	Friccional e Voellmy	DAN	Para o modelo friccional, a média dos ângulos de atrito aparente foi 21°; para o modelo de Voellmy, utilizaram-se ângulos entre 3 e 6° e coeficientes de Voellmy entre 200 e 300 m/s ²
Hungr (1995)	Pilha de rejeitos (hipotética)	Friccional	DAN	Ângulo de atrito dinâmico de 33°
Pastor <i>et al.</i> (2002)	Pilha de estéreis e rejeitos de Aberfan (País de Gales) (retroanálise)	Friccional	Autorial	Modelo levava em consideração o decaimento da poropressão
Chen e Becker (2014)	Barragem de rejeitos espessados (hipotética)	Friccional	MADflow	Variação de ângulos residuais de 3,4 a 5,7°
Poulsen <i>et al.</i> (2014)	Pilha de decapeamento de minério (Índia) (retroanálise)	Friccional	DAN-3D	Variação do ângulo de atrito para as cunhas ativa e passiva
Chen, Chin e Friedel (2019)	Barragem de rejeitos inativa (hipotética)	Friccional	MADflow	Variação de razões de resistência liquefeita de 0,05 a 0,20
Sánchez-Peralta <i>et al.</i> (2020)	Empilhamento de rejeitos filtrados na Colômbia (hipotética)	Herschel-Bulkley	Ansys Fluent	–
Muguet e Silva (2022)	Pilha de rejeitos (hipotética)	<i>Turbulent, Coulomb and Yield</i>	RiverFlow2D	–
Delandmeter <i>et al.</i> (2023)	Pilha de rejeitos (hipotética)	<i>Turbulent and Coulomb</i>	RiverFlow2D	Ângulo de atrito aparente de 4,5°

Referência	Estrutura e caráter da ruptura	Formulação reológica	Programa computacional	Observações
Fernandes <i>et al.</i> (2023)	Pilha de rejeitos (hipotética)	<i>Turbulent and Coulomb</i>	Autoral	Variação do ângulo de atrito aparente de 2° e 4,5°
Liu e McLeod (2023)	Barragem de rejeitos inativa de Las Palmas (Chile) (retroanálise)	Granular	HEC-RAS	Utilizou-se um hidrograma triangular como forma de simular a liberação da massa mobilizável

Fonte: Autoria própria

Ao passo que métodos dinâmicos são potencialmente mais representativos para a predição de escoamentos geofísicos, seus resultados requerem cautela e experiência em modelagem e nos parâmetros de campo (Hung, 2017, p. 174). Ainda, a seleção do modelo constitutivo é tarefa necessária na modelagem de escoamentos geofísicos, cujos parâmetros necessários podem não ser disponíveis ou precisam ser estimados com base em critérios de engenharia.

Nesse sentido, citando a multiplicidade de fatores intervenientes na deformação de escoamentos geofísicos, autores como Iverson (1997b, 2003) discorrem sobre a incapacidade de um único modelo reológico representar a complexidade de fenômenos inerentes a escoamentos geofísicos. Outros, como Hung (2017, p. 180), promovem a utilização de modelos reológicos simples, mas admitem que eles não podem ser precisos na representação dos processos de escoamentos provenientes de rupturas de pilhas.

Ainda há uma série de mecanismos desafiadores relatados na literatura para o uso de modelos dinâmicos de mistura. Podem ser mencionados:

- A reprodução da segregação dos grãos. Experimentos de larga escala de escoamentos geofísicos indicam que, não intuitivamente, trajetórias mais rugosas induzem a maiores alcances longitudinais da massa mobilizada (Iverson *et al.*, 2010). Essa característica pode ser creditada à segregação de grãos, que causa a formação de diques laterais e canaliza o escoamento (Johnson *et al.*, 2012). A representação dessa formação é desafiadora em modelos de mistura;

- A modelagem precisa de fenômenos de erosão e arrastamento de partículas devido ao escoamento geofísico.³⁹ Sabe-se que, especialmente em partes anteriores de escoamentos geofísicos, o arrastamento de partículas pode aumentar o volume da massa mobilizável significativamente (Iverson, 1997b, p. 248). Porém, ainda há incertezas em relação aos processos que regem esses fenômenos (Hungry; McDougall; Bovis, 2005, p. 154; Berger; McArdell; Schlunegger, 2011, p. 2) e muitos modelos computacionais são fisicamente incorretos ou matematicamente inconsistentes (Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 8). Modelagens de escoamentos geofísicos de larga escala desenvolvidas no RiverFlow2D, por exemplo, constataram diferenças insignificantes quanto à velocidade e distância mobilizada (Martínez-Aranda; Murillo; García-Navarro, 2022, p. 17) em simulações com o arrastamento de partículas ativo e inativo;
- A representação fidedigna de mecanismos de erosão provenientes de rupturas de estruturas geotécnicas. Em resumo, a erosão ocorre quando as tensões de cisalhamento induzidas pela energia cinética do escoamento proveniente da ruptura são superiores às forças que aglutinam partículas sólidas. A representação desse fenômeno, assim como a diferenciação de critérios de erodibilidade entre solos coesivos e não coesivos (Singh, 1996, p. 33), é de difícil representação em modelos de mistura. O equacionamento de funções de erodibilidade e sua aplicação em modelos dinâmicos foram sugeridos por alguns autores (Zech *et al.*, 2008; Saliba, 2009; Chen, 2022), mas ainda não são costumeiramente aplicados em modelos de mistura disponíveis comercialmente;
- A evolução do ângulo de atrito aparente. Similarmente, o RiverFlow2D, o MADflow e a maioria dos programas de modelagem dinâmica não permitem a entrada de funções de decaimento do ângulo de atrito efetivamente mobilizado. Um exemplo é o decaimento do ângulo de atrito de pico para o residual (Hungry; Evans, 1993, p. 16; Hungry, 1995, p. 613), que varia para diferentes rejeitos susceptíveis à liquefação (Poulos; Robinsky; Keller, 1985, p. 1386); e
- O acompanhamento temporal da poropressão. De maneira a contabilizar a retroalimentação e dinamicidade da poropressão, mencionadas no subitem

³⁹ No meio técnico, há alguns trabalhos que consideram o empoamento do escoamento de rejeitos por meio da multiplicação do volume mobilizado (utilizando porcentagens como 30%). Não se encontraram trabalhos, na bibliografia consultada, que corroborassem com essa estimativa.

3.3.3, alguns programas de simulação de escoamento geofísico possuem mecanismos específicos. Esses incluem equacionamentos de difusividade da poropressão em função de parâmetros do escoamento geofísico como compressibilidade, dilatância e taxa de cisalhamento (Iverson; Denlinger, 2001; Iverson; George, 2014; Bouchut *et al.*, 2016; Martínez-Aranda, 2021; Martínez-Aranda; Fernández-Pato; García-Navarro, 2023). Ainda, como mencionado nos subitens 3.3.2 e 3.3.3, maiores concentrações de finos na mistura induzem a manutenção das poropressões devido ao incremento na viscosidade efetiva; essa propriedade pode ser mensurada com base em números adimensionais aplicados a modelos dinâmicos (Pailha; Pouliquen, 2009; Iverson; George, 2014). Entretanto, a medição e a calibração de poropressões em programas computacionais não são triviais.

Ainda, algumas observações podem ser traçadas quanto à dimensionalidade do espaço analisado. Como indicado no item 3.6, são comuns a aplicação das equações de águas rasas e a suposição de que parâmetros hidrodinâmicos como pressão e velocidade sigam funções especificadas no eixo vertical do escoamento. Entretanto, há alternativas de pacotes de modelagens tridimensionais desses escoamentos geofísicos – exemplos de aplicação incluem a modelagem de escoamentos granulares atingindo reservatórios de água (Shan; Zhao, 2014) e de escoamentos geofísicos de larga escala (Zhang *et al.*, 2021). Um diferencial desses pacotes é a estratificação vertical da malha, o que permite a modelagem de camadas de rejeito com propriedades como graus de saturação e índice de vazios variáveis.

3.7 Síntese bibliográfica

As pilhas de rejeito constituem um método de disposição que tende a aumentar tanto numérica quanto volumetricamente em complexos minerários pelo Brasil. Nesse sentido, há relevância na realização de trabalhos de ruptura hipotética para predição do perímetro de inundação, análise de parâmetros hidrodinâmicos e estudos de potenciais ameaças e vulnerabilidades a jusante. Igualmente, há uma oportunidade de discussão entre as potencialidades e limitações de métodos empíricos e dinâmicos frente às falhas dessas estruturas.

Como objetivos específicos do presente trabalho foram citadas as análises dos resultados provenientes de modelagens dinâmicas e de métodos empíricos para predição da mobilidade de escoamentos. Entre essas duas frentes, discussões acerca das diferenças de dispêndios de tempo, esforços computacionais e detalhamento dos resultados esperados (McDougall, 2017, p. 608) são relevantes.

Para modelagens dinâmicas, a comparação entre diferentes formulações reológicas também é importante. Há pesquisas que verificam a sensibilidade de parâmetros reológicos em escoamentos geofísicos e de rejeitos (Golder Associates, 1995; Koch, 1998; Naef *et al.*, 2006; Dutto *et al.*, 2017; Zegers *et al.*, 2020; Ghahramani, 2023), e a continuação de investigações de sensibilidade especificamente para escoamentos provenientes de rupturas de pilhas de rejeito é necessária. Ainda, a utilização de programas como o RiverFlow2D e o MADflow possibilita a comparação de métodos bidimensionais baseados em malha que, segundo a Canadian Dam Association (2021, p. 54), cobrem todo o escopo de modelagem de escoamento de rejeitos.

Adicionalmente, em função da abundante hidrografia no território brasileiro e da quantidade de pilhas construídas ou projetadas próximas a cabeceiras de bacias hidrográficas, a análise de ferramentas existentes que permitem a mistura de materiais de comportamentos reológicos e concentrações volumétricas distintas (Martínez-Aranda *et al.*, 2022, p. 2) é valorosa. Similarmente, a validação de métodos de dimensionamento hidrológico de estruturas de contenção de sedimentos situadas a jusante de empilhamentos também é relevante em termos legais e ambientais.

Dessa maneira, o presente trabalho pretende promover discussões quanto a métodos existentes de predição do escoamento proveniente de rupturas de pilhas de rejeito. Por meio do detalhamento dos diversos fatores que podem influenciar esse fenômeno, considerando a crescente disposição de rejeitos filtrados em empilhamentos no Brasil e a carência de estudos sobre a capacidade de modelos existentes, pretende-se alavancar estudos de ruptura hipotética de empilhamentos e contribuir para o estado da arte de escoamentos de rejeito.

4 METODOLOGIA

O primeiro passo da metodologia trata-se da construção teórica das pilhas de rejeito. A base topográfica adotada para essa construção foi aquela fornecida pelo Comitê da Bacia do Rio Doce (Agência Nacional de Águas e Saneamento Básico, 2014), com resolução de 1,0 m na planialtimetria.

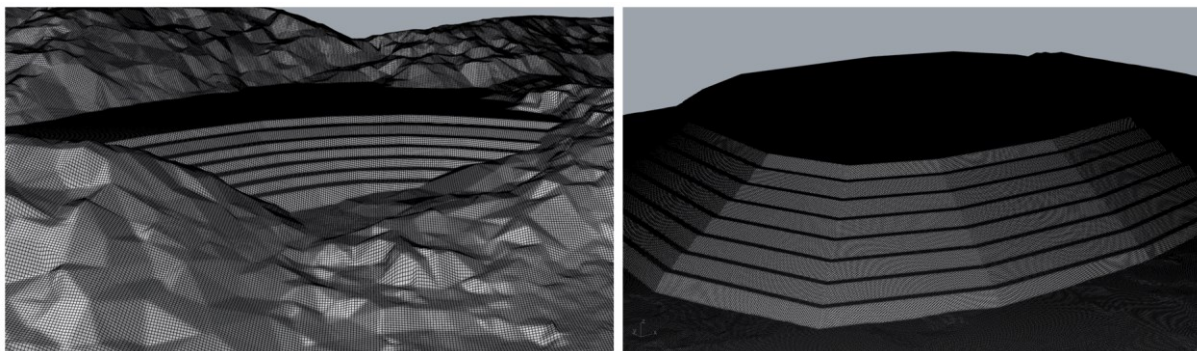
A base topográfica foi manipulada para a construção de duas pilhas de rejeito por meio de operações usuais em programas de modelagem civil (Autodesk, 2023; MineBridge, 2021). Essas estruturas foram projetadas de maneira que o volume total de rejeitos depositados fosse semelhante. Os parâmetros geométricos utilizados para a construção das pilhas são presentes na Tabela 13; para intencionalmente induzir condições favoráveis à ruptura, a inclinação dos taludes foi tomada como 1,16H:1V, seguindo a declividade citada por Hore e Luppnow (2014) na pilha de rejeitos de Karara, mencionada no subitem 3.4.4.

Tabela 13 – Características geométricas concebidas para as pilhas de rejeito

Variável	Pilha 1	Pilha 2
Classificação	Em vale	Bolo de noiva
Largura das bermas (m)	6	6
Altura entre bermas (m)	10	10
Inclinação dos taludes (xH:1V)	1,16	1,16
Altura total (m)	75,5	79,5
Área total ocupada (m ²)	Aproximadamente 335.000	Aproximadamente 500.000
Volume total armazenado (m ³)	Aproximadamente 30.000.000	Aproximadamente 30.000.000

Fonte: Autoria própria

Figura 22 – Desenhos tridimensionais representativos das Pilhas 1 (à esquerda) e 2 (à direita)



Fonte: Autoria própria, com visão proporcionada pelo Rhinoceros 3D (Robert McNeel & Associates, 2023)

Pela maior complexidade envolvida na construção de superfícies, sólidos e malhas computacionais para análises de estabilidade tridimensionais, optou-se, no presente trabalho, pela execução de análises de estabilidade bidimensionais.

Assim, uma vez construídas as pilhas de rejeito, partiu-se para a determinação das superfícies de ruptura. Para a Pilha 1, extraiu-se a seção longitudinal de maior altura; para a Pilha 2, extraiu-se a seção longitudinal cujas propriedades da zona estruturante favorecessem a ruptura. Optou-se pela análise com uso do método de equilíbrio limite, a fim de determinar uma superfície de ruptura bem definida. Foi utilizado o SLOPE/W, programa de estabilidade de taludes mencionado no subitem 3.4.1.

Simplificadamente, foi assumido que o material de fundação e os rejeitos empilhados fossem constituídos de material homogêneo, com propriedades listadas na Tabela 14. Como critério de resistência dos materiais da pilha, assumiu-se que o rejeito não saturado e a fundação possuíssem a resistência ao cisalhamento mediada pelo critério de Mohr-Coulomb; já o rejeito saturado tem a resistência mediada pelo modelo SHANSEP.⁴⁰ As características dos modelos citados foram mencionadas nos subitens 3.1.1, 3.1.2 e 3.4.1.

Presumiu-se que os materiais presentes no maciço das pilhas analisadas no presente trabalho tivessem comportamento contrátil e apresentassem graus de saturação suficientemente altos que induzissem liquefação dos rejeitos, como explicado nos subitens 3.3.4 e 3.4.4.

Dessa maneira, para as duas pilhas, a superfície de ruptura formada foi associada ao modo de falha de escorregamento rotacional. Na Pilha 1, o nível freático foi arbitrado de maneira que a superfície de ruptura fornecesse volume representativo para a análise do escoamento dos rejeitos. Como simplificação, considerou-se que o nível

⁴⁰ A técnica SHANSEP possui limitações – sua aplicabilidade é limitada a solos normalmente adensados e sobre-adensados, ou quando a qualidade da amostra é questionável e modelos mais complexos podem agregar incertezas (Cummins; Fanni; Chapman, 2019, p. 78). Entretanto, sua correspondência às razões de resistência a solos com susceptibilidade à liquefação fornece uma maneira simples de avaliação da superfície de ruptura. Ainda, a utilização de modelos constitutivos mais complexos do que o de Mohr-Coulomb requer, em geral, maior número de variáveis de entrada e calibrações mais sofisticadas, que podem não ser disponíveis ou não retratar o grau de complexidade esperado para o estudo de ruptura.

freático permaneceu inalterado durante todas as análises de estabilidade efetuadas.⁴¹ Presumiu-se comportamento não drenado e susceptibilidade à liquefação na porção saturada da pilha.

Na Pilha 2, situada em relevo plano, a zona saturada limitou-se à fundação; entretanto, concebeu-se que os rejeitos estivessem parcialmente saturados, com grau acima de 80%, de maneira que também houvesse susceptibilidade à liquefação. Para a geração do excesso de poropressões, considerou-se o esmagamento dos grãos gerado pela ação de sismos, que pode acarretar comportamento contrátil dos rejeitos, como mencionado no item 3.3.4; as cargas sísmicas foram correspondentes a acelerações de 0,05g na horizontal e 0,03g na vertical.

Os valores de peso específico natural, coesão efetiva e ângulo de atrito efetivo para a pilha de rejeito de minério de ferro e para a fundação em saprólito foram extraídos do estudo de Machado (2022). Os parâmetros não drenados de pico e liquefeitos foram extraídos do trabalho de Coelho (2021). Os trabalhos de Machado (2022) e Coelho (2021) foram citados no subitem 3.4.4.

Tabela 14 – Características geotécnicas do rejeito e da fundação das pilhas analisadas

Característica	Pilha de rejeito	Fundação
Material admitido	Rejeito silto-arenoso	Saprólito
Peso específico (kN/m ³) ⁴²	23,8	19,1
Peso específico saturado (kN/m ³) ⁴³	24,8	20,1
Coesão efetiva (kPa)	2,5	27,3
Ângulo de atrito efetivo (°)	32,0	27,8
Razão de resistência de pico (adimensional)	0,22	–
Razões de resistência liquefeita (adimensional)	0,05 a 0,12	–

Fonte: Coelho (2021) e Machado (2022)

⁴¹ Essa configuração retrata uma mera simplificação e não se aplica em situações reais. Pelo trabalho atual tratar de pilhas de rejeitos hipotéticas, assumiu-se o posicionamento e a fixação das freáticas de maneira arbitrária. A rigor, o comportamento hidrogeológico do sistema teria que ser modelado dinamicamente, com a captura da resposta transitória da freática e a avaliação do efeito da variação das poropressões sobre os parâmetros de resistência ao cisalhamento.

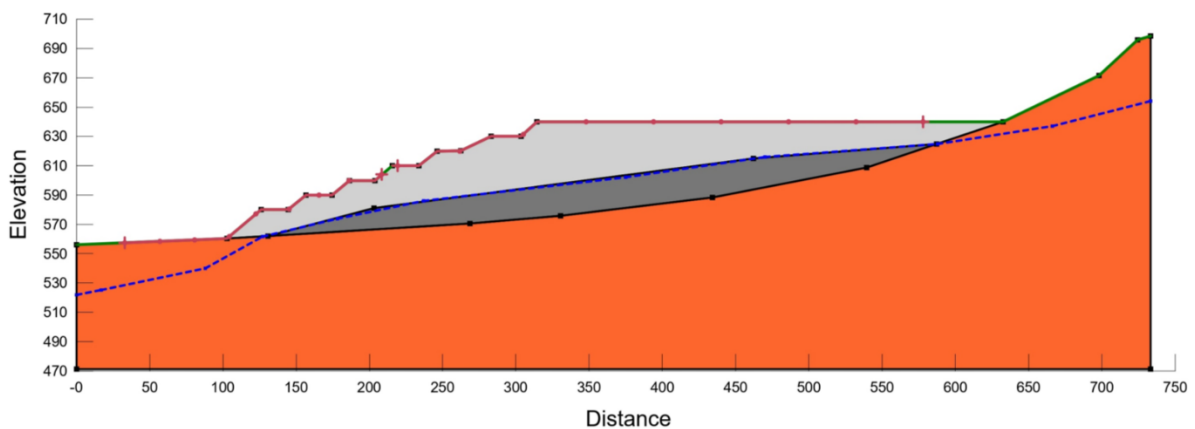
⁴² Para a Pilha 2, foram considerados pesos específicos de 23,8 kN/m³ para a zona estruturante e 21,8 kN/m³ para a zona não estruturante. A diferença de 2,0 kN/m³ foi tomada como plausível tendo em vista experiências em projetos reais e relativa sensibilidade no fator de segurança.

⁴³ Machado (2022, p. 75), pela ausência de ensaios para a determinação do peso específico saturado, fez uma estimativa somando 1 kN/m³ em cada peso específico natural adotado.

A Figura 23 e a Figura 24 demonstram os perfis estratigráficos dos materiais das pilhas e fundação e as variáveis de entrada embutidas no SLOPE/W, respectivamente para a Pilha 1 e Pilha 2.

Figura 23 – Variáveis de entrada para a análise de estabilidade da Pilha 1

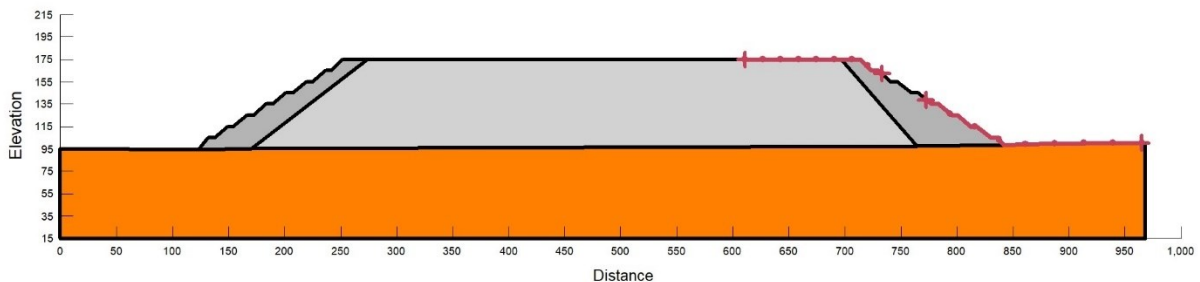
Color	Name	Slope Stability Material Model	Unit Weight (kN/m ³)	Minimum Strength (kPa)	Tau/Sigma Ratio	Effective Cohesion (kPa)	Effective Friction Angle (°)	Phi-B (°)	Piezometric Line
■	Fundação	Mohr-Coulomb	19.1			27.3	27.8	0	1
■	Rejeito silto-arenoso não saturado	Mohr-Coulomb	23.8			2.5	32	0	
■	Rejeito silto-arenoso saturado	SHANSEP	24.8	0	0.12				1



Fonte: Autoria própria, com modelagem no SLOPE/W (Bentley Studios, 2023)

Figura 24 – Variáveis de entrada para a análise de estabilidade da Pilha 2

Color	Name	Slope Stability Material Model	Unit Weight (kN/m ³)	Effective Cohesion (kPa)	Effective Friction Angle (°)	Phi-B (°)
■	Fundação	Mohr-Coulomb	19.1	27.3	27.8	0
■	Rejeito silto-arenoso	Mohr-Coulomb	21.8	2.5	32	0
■	Rejeito silto-arenoso - Zona estruturante	Mohr-Coulomb	23.8	2.5	32	0



Fonte: Autoria própria, com modelagem no SLOPE/W (Bentley Studios, 2023)

A partir das análises de estabilidade bidimensionais, assumiu-se a proporcionalidade entre a largura de ruptura e o comprimento linear entre a crista e o pé da superfície de ruptura. Nesse sentido, foram adotadas as relações sugeridas por Blight (2010) e Ribeiro (2015) e gerados elipsoides, como explicado no subitem 3.4.2.

Assim como mencionado no subitem 3.6.4, adicionalmente às análises de estabilidade, as razões de resistência podem ser associadas ao ângulo de atrito residual e utilizadas como componentes reológicos em simulações de escoamentos geofísicos. Assim, para a porção saturada do rejeito silto-arenoso, serão avaliados três valores de razão de resistência liquefeita: 0,05; 0,09; e 0,12, como forma de analisar a sensibilidade dos valores mínimo, médio e máximo obtidos por Olson (2001) e mencionados no subitem 3.3.4. Esses valores foram utilizados tanto nas análises de estabilidade geotécnica quanto na modelagem dinâmica dos escoamentos geofísicos provenientes das rupturas, considerando um comportamento reológico friccional.

Devido a restrições de tempo para desempenhar simulações dinâmicas em outros modelos computacionais,⁴⁴ a modelagem dinâmica dos escoamentos dos rejeitos foi feita no MADflow e no RiverFlow2D, programas introduzidos no subitem 3.6.3. Em ambos os programas foram considerados o modelo friccional e o modelo que combina contribuições do atrito e da turbulência para a resistência do escoamento. A Tabela 13 indica as relações reológicas utilizadas em ambos os modelos.

Tabela 15 – Nomenclatura das relações reológicas de resistência ao escoamento adotadas nos modelos dinâmicos

Resistência ao escoamento	MADflow	RiverFlow2D
Friccional	<i>Frictional</i>	<i>Granular</i>
Friccional + Turbulenta	Voellmy	<i>Turbulent and Coulomb</i>

Fonte: Autoria própria

Mediante a complexidade de modelagem de fenômenos erosivos e à alta quantidade de variáveis de entrada necessárias para modelar esses processos, optou-se pela proibição de materiais pertencentes ao leito dos talwegues e às margens e planícies de inundação se erodirem. Similarmente, falhas regressivas do maciço da pilha não foram diretamente contabilizadas. Dessa maneira, as análises do presente trabalho enfatizam o comportamento do escoamento pertinente à massa de rejeitos mobilizável e à sua mistura em corpos d'água.

⁴⁴ A utilização de outros modelos computacionais requer estudos específicos quanto às variáveis de entrada utilizadas, uma vez que tratamentos reológicos podem ser diferentes entre programas (Ghahramani, 2023, p. 84).

Previamente às simulações, efetuaram-se operações de geoprocessamento para preencher as depressões e suavizar a base topográfica, uma vez que superfícies excessivamente detalhadas podem introduzir atritos aparentes incoerentes no modelo dinâmico (Hungar, 2017, p. 176).

Para a contabilização dos efeitos friccionais nas simulações dinâmicas efetuadas pelo MADflow, considerou-se a magnitude superior do ângulo de atrito dinâmico de rejeitos contráteis indicado por Chen e Becker (2014, p. 3) de 18° , citado no subitem 3.6.5.

Assim, baseado na correspondência entre os valores de razão de resistência liquefeita e ângulos de atrito residuais, os coeficientes de poropressão foram calculados e a influência dessa propriedade foi analisada durante as simulações dinâmicas. Outros tópicos, como a observação da evolução dos intervalos computacionais e a análise de sensibilidade de fatores como empuxo lateral e aceleração centrípeta foram sequencialmente investigados.

Para a análise do efeito da turbulência no escoamento geofísico, foram utilizados os coeficientes de Voellmy e Manning, respectivamente nos *softwares* MADflow e RiverFlow2D. As áreas de diferentes turbulências foram pormenorizadas com base na divisão dos materiais do leito e das margens dos cursos d'água pertencentes às bacias a jusante da pilha. A pormenorização dessas regiões, com os respectivos coeficientes de rugosidade, é inserida nos programas como variáveis de entrada.

Os coeficientes de Manning foram calculados com base no grau de obstruções, confinamentos topográficos e variações nas seções transversais do escoamento, conforme indicado na Equação 23. Já os coeficientes de Voellmy foram calculados posteriormente à simulação com o modelo que combina os efeitos de turbulência e atrito do RiverFlow2D; eles levaram em consideração, adicionalmente aos efeitos já mencionados, as profundidades médias de escoamento calculadas na simulação de referência.

Os valores dos coeficientes de turbulência estão indicados na Tabela 16 e na Tabela 17 para as Pilhas 1 e 2, nessa ordem; as regiões de uso e classificação de solo respectivas estão mapeadas na Figura 25 e na Figura 26.

Tabela 16 – Valores dos coeficientes de Manning n (em $s.m^{-1/3}$) e Voellmy ξ (em m/s^2) adotados para a região de propagação dos rejeitos provenientes da ruptura da Pilha 1

Uso e classificação do solo	n_0	n_1	n_2	n_3	n_4	m_5	n	ξ
Pilha de rejeitos				–			0,030	2632
Leito do talvegue	0,024	0,01	0,01	0,02	0,02	1	0,084	314
Margens do talvegue	0,025	0,015	0,01	0,04	0,05	1	0,140	70
Leito do curso d'água principal	0,026	0	0	0,01	0,01	1,3	0,060	650
Margens do curso d'água principal	0,025	0,005	0,01	0,04	0,05	1	0,130	108
Terreno natural	0,025	0,02	0,015	0,06	0,075	1	0,195	40

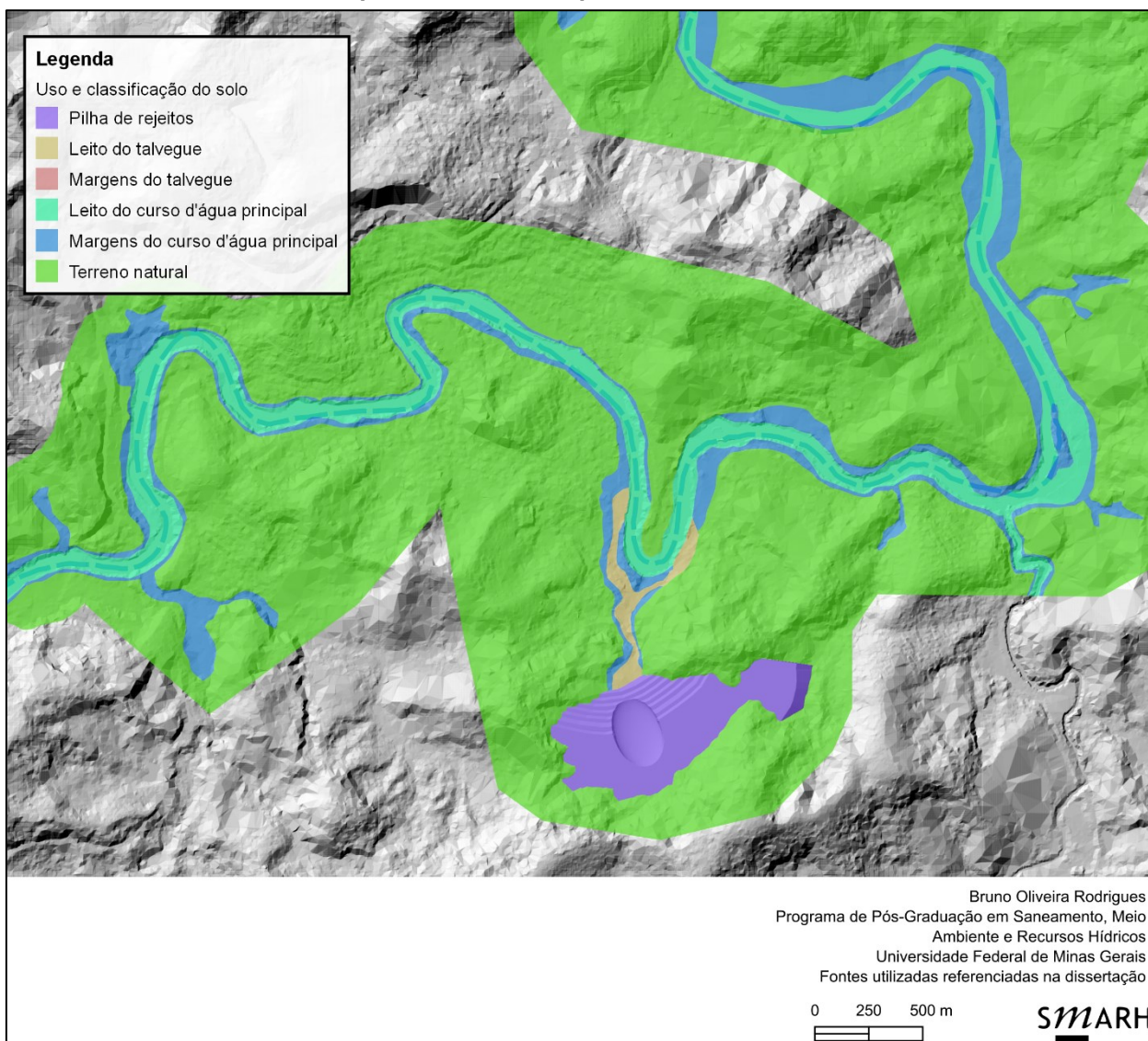
Fonte: Autoria própria, com base em dados de Chow (1959, p. 101) e Bojo (1989, p. 173)

Tabela 17 – Valores dos coeficientes de Manning n (em $s.m^{-1/3}$) adotados para a região de propagação dos rejeitos provenientes da ruptura da Pilha 2

Uso e classificação do solo	n_0	n_1	n_2	n_3	n_4	m_5	n
Pilha de rejeitos				–			0,030
Relevo plano	0,020	0	0	0	0,05	1	0,070
Baixios do talvegue	0,020	0,005	0,005	0,010	0,005	1	0,045

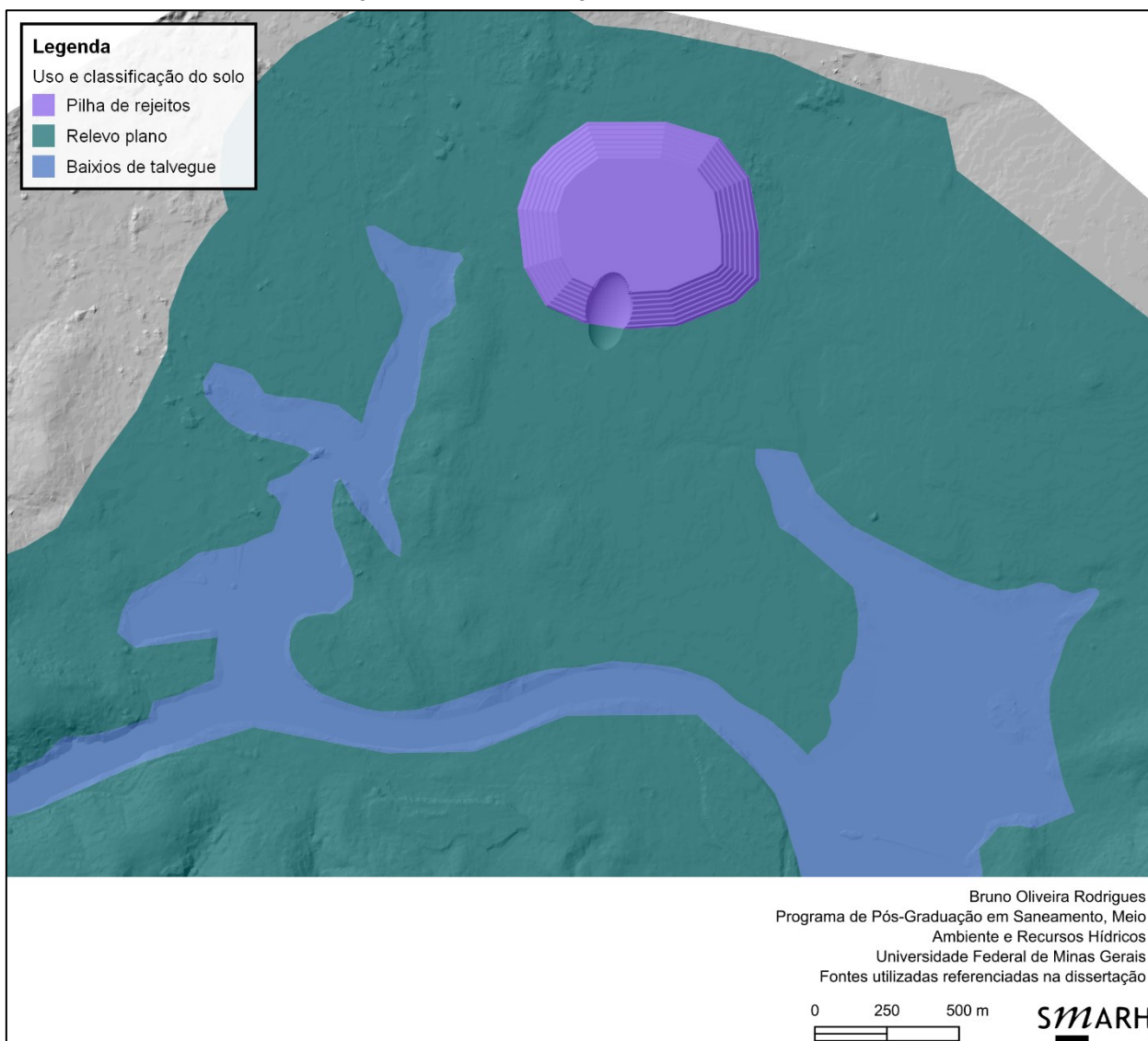
Fonte: Autoria própria, com base em dados de Chow (1959, p. 101)

Figura 25 – Uso e classificação do solo adotado para a região de propagação dos rejeitos provenientes da ruptura da Pilha 1



Fonte: Autoria própria, com elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Figura 26 – Uso e classificação do solo adotado para a região de propagação dos rejeitos provenientes da ruptura da Pilha 2



Fonte: Autoria própria, com elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Para os cenários supracitados de ruptura de pilha, considerou-se o vale seco, sem a presença de água. Dessa maneira, considerou-se o módulo CP-FB do RiverFlow2D, já que não há mudança de parâmetros reológicos da massa mobilizada ao longo da malha computacional ou da duração de simulação. Não há setorização de módulos para o MADflow.

Cenários adicionais foram simulados de maneira a avaliar a ruptura da Pilha 1 na presença de corpos d'água. Além da ruptura isolada da pilha em um curso d'água, simulou-se a ruptura sucessiva dessa estrutura com uma barragem de contenção de sedimentos situada imediatamente a jusante. Foi utilizado o RiverFlow2D para essa modelagem dinâmica.

Para as simulações de ruptura da pilha na presença de corpos d'água, foram avaliados dois cenários meteorológicos: ameno e chuvoso, com tempos de retorno tipicamente utilizados em estudos de ruptura hipotética de barragens de mineração (Rocha *et al.*, 2017).

Tanto a construção quanto a ruptura da barragem de contenção de sedimentos foram simplificadaamente feitas no RiverFlow2D a partir do componente *dam breach*. Esse componente permite a obstrução dos corpos d'água, simulando um represamento, até que o gatilho da ruptura seja acionado. Foi considerado o escorregamento rotacional pela fundação como modo de falha da pilha, engatilhado por liquefação estática; em função do menor dispêndio computacional, para os rejeitos saturados, adotou-se a magnitude superior da razão de resistência liquefeita de 0,12 obtida por Olson (2001).

A Tabela 18 ilustra os dados geomorfológicos da bacia hidrográfica; hidrológicos para a determinação das vazões dos cursos d'água e do trânsito de cheias no reservatório da barragem; e sedimentológicos, que auxiliaram na determinação do volume total armazenado pela barragem. A explicação de cada um dos parâmetros utilizados pode ser encontrada nas referências citadas na tabela.

Tabela 18 – Dados geomorfológicos, sedimentológicos e hidrológicos para a modelagem da ruptura da pilha de rejeito na presença de cursos d'água

Dados da bacia hidrográfica	
Área de drenagem composta pela pilha e pela barragem de contenção de sedimentos	1,03 km ²
Taxa de geração de sedimentos	600,0 m ³ /ha.ano (pilha) (Pinheiro, 2011, p. 80) 0,3 m ³ /ha.ano (floresta) (relação de 1/2000 fornecida por Environmental Protection Agency, 1973, p. 6 em relação a minas superficiais ativas) 420,0 m ³ /ha.ano (ponderada)
Grupo hidrológico	D (presumido)
Coeficiente curva número (CN)	89 (pilha) (<i>dirt roads, including right-of-way</i>) (Natural Resources Conservation Service, 2004) 77 (floresta) (<i>woods, poor hydrologic condition</i>) (Natural Resources Conservation Service, 2004) 85 (ponderado)
Tempo de concentração	10 minutos (calculado com base em Natural Resources Conservation Service, 2010)
Tempo de retardo	6 minutos (relação de 0,6 mencionada em Chow; Maidment; Mays, 1988, p. 229)
Dados da pilha de rejeitos	
Elevação da crista	640 m
Elevação do pé	560 m
Volume mobilizado	9,87 x 10 ⁵ m ³ (item 5.1)
Dados da barragem de contenção de sedimentos	
Elevação da crista	549 m
Elevação do pé	516 m
Comprimento da crista	404 m
Inclinação dos taludes	3H:1V (montante e jusante)
Volume total armazenado	1.211 dm ³
Vida útil esperada	20 anos (presumida)
Volume morto necessário	917 dm ³ (calculado com base em Pinheiro, 2011, p. 83-84)
Volume morto total	991 dm ³
Eficiência no final da vida útil	97,2% (calculado com base em Brune, 1953, p. 408 e Linsley; Franzini, 1979, p. 160-163)
Volume de espera	Nulo (conforme recomendação de Pinheiro, 2011, p. 118-119)
Vertedouro	Soleira espessa, largura de 3 m
NA máximo normal	546,50 m
Volume disponível para amortecimento de cheias	220 dm ³
Concentração volumétrica inicial para o reservatório	0,10 (presumida)

Dados para o cálculo da extensão da superfície líquida sobre a qual atua o vento no reservatório da barragem de contenção de sedimentos

Velocidade do vento	80 km/h (Pinheiro, 2011, p. 124)
Velocidade do vento ao nível da superfície do reservatório	86,4 km/h (Pinheiro, 2011, p. 124)
Extensão da superfície líquida sobre a qual atua o vento (<i>fetch</i>)	0,24 km (calculada com base em Naghettini, 1999, p. 131)
Amplitude da onda eólica	0,29 m
Fator de segurança	1,40 (Pinheiro, 2011, p. 124)
Borda livre requerida pelo <i>fetch</i>	0,40 m

Dados provenientes de modelagem hidrológica

Transformação de precipitação total em efetiva	Método do CN (Mockus, 1972)
Transformação de precipitação efetiva em escoamento direto	Método do hidrograma unitário triangular sintético (Mockus, 1972)
Propagação em reservatórios	Método de Puls modificado (Natural Resources Conservation Service, 2014)
Regionalização hidrológica	Parametrização de modelos hidrológicos (Tucci, 2022, p. 573-617)
Obtenção das vazões máximas instantâneas	Proporcionalmente à área da bacia hidrográfica (Fuller, 1914)

Dados provenientes de modelagem hidrológica: dia ameno

Tempo de retorno para a bacia hidrográfica e cursos d'água adjacentes	2 anos (Rocha <i>et al.</i> , 2017, p. 3)
Chuva de projeto	95 mm (presumida)
Duração de projeto	24 horas

Dados provenientes do trânsito de cheias

Vazão afluente à bacia hidrográfica ⁴⁵	1,67 m ³ /s
Vazão defluente da barragem	0,71 m ³ /s
NA máximo <i>maximorum</i>	546,77 m
Borda livre ⁴⁶	1,83 m

Dados provenientes de regionalização hidrológica

Vazão do curso d'água principal	566 m ³ /s (associada ao TR de 2 anos)
---------------------------------	---

⁴⁵ Considerou-se que a vazão afluente à barragem é similar à vazão do curso d'água interceptado pela pilha nos cenários sem implantação da barragem.

⁴⁶ Neste trabalho, a borda livre resultante foi calculada como a diferença entre a cota da crista da barragem e a soma da elevação do nível máximo *maximorum* (derivado da modelagem hidrológica) e da amplitude da onda eólica (proveniente dos estudos de *fetch*).

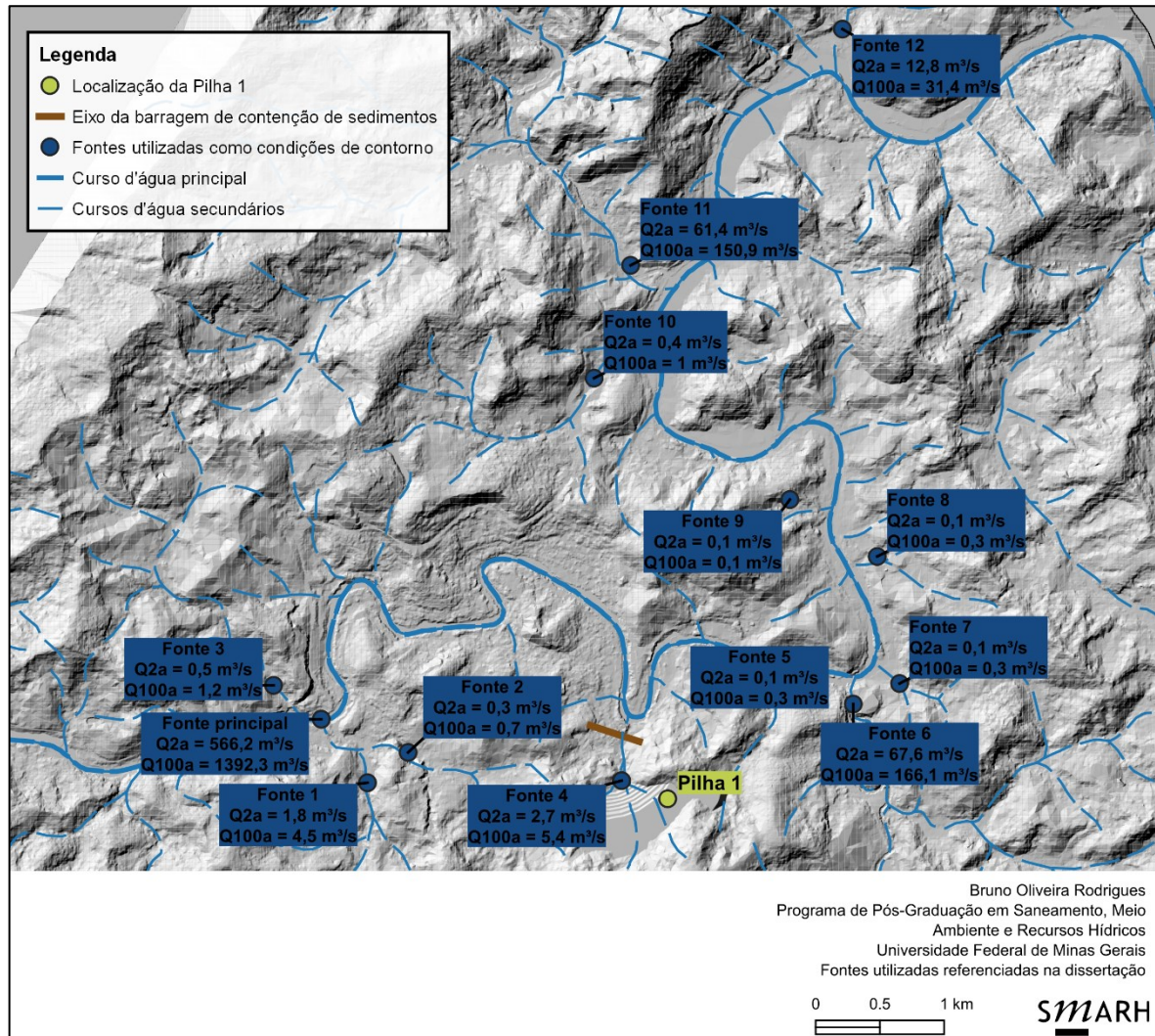
Dados provenientes de modelagem hidrológica: dia chuvoso

Tempo de retorno para a bacia hidrográfica e cursos d'água adjacentes	Reservatório: PMP ou 10.000 anos; Cursos d'água: 100 anos (Rocha <i>et al.</i> , 2017, p. 3)
Chuva de projeto	Reservatório: 345 mm (presumida, com base na estimativa da PMP pontual obtida a partir do evento de fevereiro de 2002 de Teófilo Otoni reportada em Pinheiro, 2011, p. 301)
Duração de projeto	24 horas
<i>Dados provenientes de trânsito de cheias</i>	
Vazão afluente à bacia hidrográfica	8,27 m ³ /s
Vazão defluente da barragem	5,40 m ³ /s
Volume amortecido	Aproximadamente 5.000 m ³
NA máximo <i>maximorum</i>	547,53 m
Borda livre ⁴⁶	1,07 m
<i>Dados provenientes de regionalização hidrológica</i>	
Vazão do curso d'água principal	1392 m ³ /s (associada ao TR de 100 anos)

Fonte: Autoria própria

Os locais de inserção das condições de contorno e as magnitudes das vazões relativas aos tempos de retorno de 2 e 100 anos, juntamente com o eixo da barragem de contenção de sedimentos proposta, estão indicados na Figura 27. As fontes foram numeradas crescentemente de acordo com sua posição, de montante para jusante, no domínio computacional.

Figura 27 – Localizações dos cursos d'água e do eixo da barragem de contenção de sedimentos e condições de contorno utilizadas nas simulações hidrodinâmicas



Fonte: Autoria própria, com elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Nos cenários com presença de corpos d'água e com ruptura da pilha de rejeitos, foram considerados o módulo VP-MB e a concentração volumétrica inicial da estrutura de 0,80. Procedimento similar foi feito nos cenários com a inclusão da barragem de contenção de sedimentos: assumiu-se que o reservatório possui concentração volumétrica de 0,10, como indicado na Tabela 18. Como já mencionado, a análise dos processos erosivos do leito e das margens causados pela energia cinética do escoamento não foi incluída no escopo da presente dissertação.

No módulo VP-MB, assumiram-se três regiões de interesse ao longo da malha computacional, seguindo o uso e classificação dos solos já indicados na Figura 25 para margens e leitos de talvegues. Na pilha de rejeitos, a massa específica de sólidos e o diâmetro do grão foram extraídos do trabalho de Machado (2022). O índice de

vazios, que determina a porosidade, foi extraído do trabalho de Coelho (2021). Para o leito fluvial e a planície de inundação das regiões a jusante, consideraram-se materiais compatíveis com as feições geomorfológicas dominantes na região. As magnitudes de massa específica de sólidos e porosidade foram extraídas de valores de referência de solos naturais estipulados por Libardi (2021). O valor adimensional para a tensão crítica de cisalhamento de Shields, que quantifica a erosão do material mobilizado – fora do escopo do presente trabalho – foi fixado como o padrão do RiverFlow2D de 0,047 (Hydronia, 2023, p. 282).

Tabela 19 – Propriedades físicas para as classes de sedimentos modeladas nas simulações de ruptura da Pilha 1 com cursos d’água

Variável	Pilha de rejeito	Leito dos cursos d’água	Margens dos cursos d’água
Material admitido	Rejeito silto-arenoso	Aluvião argiloso	Colúvio argilo-siltoso
Massa específica de sólidos (kg/m ³)	3340	2200	1500
Diâmetro do grão (m)	1,03 x 10 ⁻⁵	5,00 x 10 ⁻⁵	5,00 x 10 ⁻⁶
Porosidade do leito ou depósito	0,57	0,41	0,33
Tensão crítica de Shields	0,047		

Fonte: Autoria própria

Após o cenário da ruptura da pilha em cursos d’água, inseriu-se a barragem de contenção de sedimentos e verificou-se a susceptibilidade à ruptura por galgamento. Em caso positivo, a fim de quantificar a evolução da brecha, consideraram-se os valores de coeficiente de modo de falha, inclinação lateral da brecha, largura média e tempo de formação da brecha fornecidos por Froehlich (2016).⁴⁷ Por meio do componente *dam breach* já mencionado, a progressão da brecha foi estabelecida com base nas características indicadas na Tabela 20.

⁴⁷ O método de Froehlich (2016) enquadra-se no grupo de equações paramétricas para predição de brechas de ruptura. Modelos paramétricos possuem uma série de incertezas, principalmente no que se refere à qualidade dos dados utilizados para obter a equação de regressão. Em contraste, métodos semifísicos ou físicos geralmente possuem mais acurácia (Hassan; Morris; Goff, 2019). Ainda, o método de Froehlich (2016) indica que a progressão da brecha segue um formato trapezoidal. Entretanto, observações experimentais vêm indicando que o formato de brecha de ruptura por galgamento de barragens de terra, cujos taludes são compostos de materiais não coesivos, é aproximadamente elíptico (Walder *et al.*, 2015; Walsh *et al.*, 2021).

Tabela 20 – Características inseridas no RiverFlow2D para a brecha de ruptura

Modo de falha	Prescrito (galgamento com progressão de brecha inserida no RiverFlow2D)
Comprimento na crista até o centro da brecha	288 m (a contar da ombreira esquerda da barragem)
Tamanho da célula nas redondezas	2 m
Coefficiente de descarga da brecha	0,611

Fonte: Autoria própria

Para auxiliar na discussão de resultados e na identificação das simulações em mapas, adotou-se a simbologia contida na Tabela 21. Nela, os números inteiros se referem ao modelo de resistência ao escoamento; as letras em ordem alfabética se referem à magnitude do ângulo de atrito aparente ou ao cenário meteorológico adotado; e as siglas “RF” e “MAD” se referem aos programas utilizados.⁴⁸

Tabela 21 – Simbologia adotada para a nomenclatura das simulações realizadas no MADflow e no RiverFlow2D

Estrutura	Modo de falha	Relação de resistência ao escoamento	Ângulo de atrito aparente para o componente friccional ou cenário de ruptura	Simbologia
Pilha 1	Escorregamento rotacional pela fundação	1: Friccional	A: 2,86°	RF-1A e MAD-1A
			B: 5,14°	RF-1B e MAD-1A
			C: 6,84°	RF-1C e MAD-1C
		2: Friccional + Turbulento	A: 2,86°	RF-2A e MAD-2A
			B: 5,14°	RF-2B e MAD-2B
			C: 6,84°	RF-2C e MAD-2C
Pilha 2	Escorregamento rotacional pela fundação	3: Friccional	A: 2,86°	RF-3A
			B: 5,14°	RF-3B
			C: 6,84°	RF-3C
		4: Friccional + Turbulento	A: 2,86°	RF-4A
			B: 5,14°	RF-4B
			C: 6,84°	RF-4C
Pilha 1	Sem ruptura; simulação somente dos cursos d'água	5: Newtoniano	A: Dia ameno	RF-5A
			B: Dia chuvoso	RF-5B

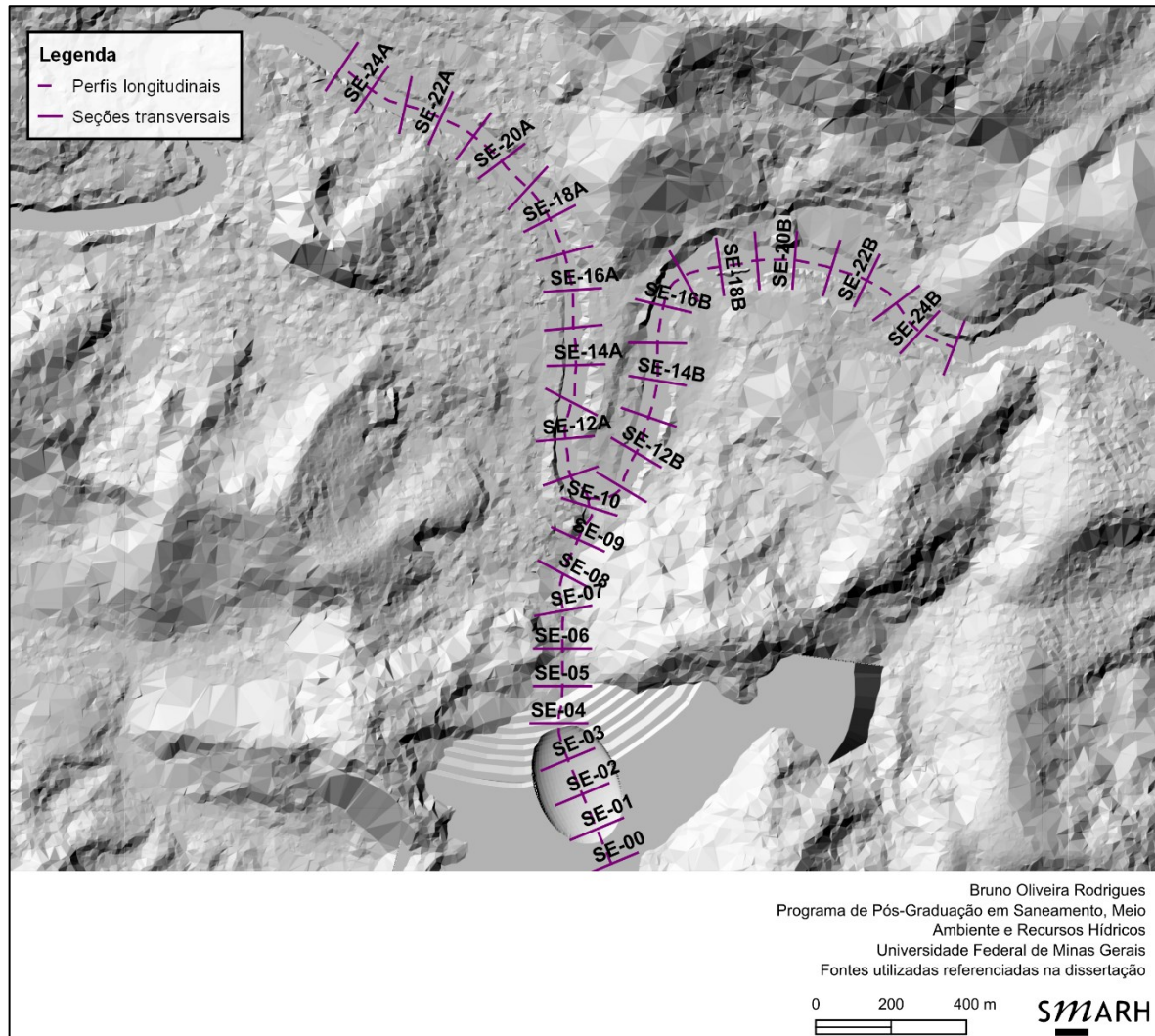
⁴⁸ Devido às limitações de tempo após a obtenção da licença do MADflow, somente foram simulados nesse modelo cenários de escoamentos de rejeitos, sem mistura da água, referentes à ruptura da Pilha 1. Entretanto, reitera-se que o MADflow é capaz de simular uma variedade de fenômenos geofísicos, inclusive misturas de água e rejeitos.

Estrutura	Modo de falha	Relação de resistência ao escoamento	Ângulo de atrito aparente para o componente friccional ou cenário de ruptura	Simbologia
Pilha 1	Escorregamento rotacional pela fundação	6: Friccional	A: Dia ameno	RF-6
		7: Friccional + Turbulento	A: Dia ameno	RF-7A
			B: Dia chuvoso	RF-7B
Pilha 1 + Barragem contenção sedimentos	Escorregamento translacional pela fundação (pilha) Galgamento (barragem)	8: Friccional + Turbulento	A: Dia ameno	RF-8A
			B: Dia chuvoso	RF-8B

Fonte: Autoria própria

Para as análises de resultados das simulações hidrodinâmicas para a Pilha 1 são válidos os perfis longitudinais e as seções transversais indicados na Figura 28; as seções são espaçadas a cada 100 metros. A partir da confluência do curso d'água interceptado pela pilha com o curso d'água principal, as seções dividem-se em A (a montante da confluência) e B (a jusante).

Figura 28 – Perfis longitudinais e simbologia das seções transversais para a análise de resultados da Pilha 1



Fonte: Autoria própria, com elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Para todas as modelagens dinâmicas, o tempo computacional adotado variou entre 30 minutos (para as rupturas das Pilhas 1 e 2 no vale seco) e 6 horas (para a simulação do escoamento newtoniano previamente à ruptura da Pilha 1). Além da obtenção de resultados, o pós-processamento envolveu a análise da estabilidade na solução numérica em seções notáveis nos vales.

A última etapa metodológica foi a comparação dos resultados obtidos nas modelagens dinâmicas com os métodos simplificados de predição de escoamentos indicados no item 3.5. Para a aplicação das equações empíricas, os resultados das modelagens do RiverFlow2D para rupturas isoladas das pilhas de rejeito foram comparados com os resultados provenientes dos métodos de estimativa do comprimento total e da área

de inundação indicados na Tabela 8.⁴⁹ Devido à similaridade dos resultados, não foram consideradas simulações feitas pelo MADflow. Modelagens dos escoamentos provenientes das rupturas das pilhas de rejeito em cursos d'água também não foram analisadas, uma vez que fogem do escopo dos métodos empíricos avaliados.

Para cada modelagem de escoamento de rejeitos sem a presença de água feita pelo RiverFlow2D foi traçado o perfil longitudinal cujo alcance da massa mobilizável fosse mais significativo. Em seguida, foram medidos o comprimento total e a altura de queda do ponto mais alto do volume mobilizável na pilha ao ponto mais remoto alcançado pelo escoamento dos rejeitos. O quociente entre essas duas variáveis fornece a relação H/L ; a posterior operação arco tangente fornece o ângulo de alcance em radianos.

Assim, os resultados provenientes das modelagens dinâmicas foram contrastados com os resultados teóricos obtidos pelos métodos empíricos. Para a avaliação da aproximação dos resultados, calculou-se o erro relativo (quociente do erro absoluto e o valor estimado). Adicionalmente, aplicou-se o método de White *et al.* (2023), citado no subitem 3.5.1, para determinação de funções de probabilidade para excedência do comprimento longitudinal da massa mobilizada. Foram também analisadas as fórmulas de distância de percurso excessiva e distância de percurso excessiva relativa de Hsü (1975) e Corominas (1996), respectivamente.

Similarmente, para cada modelagem de escoamento de rejeitos sem a presença de água feita pelo RiverFlow2D foi calculada a área planimétrica ocupada pela massa mobilizada. Essas áreas foram também contrastadas com os métodos simplificados de predição de escoamentos indicados no subitem 3.5.1.

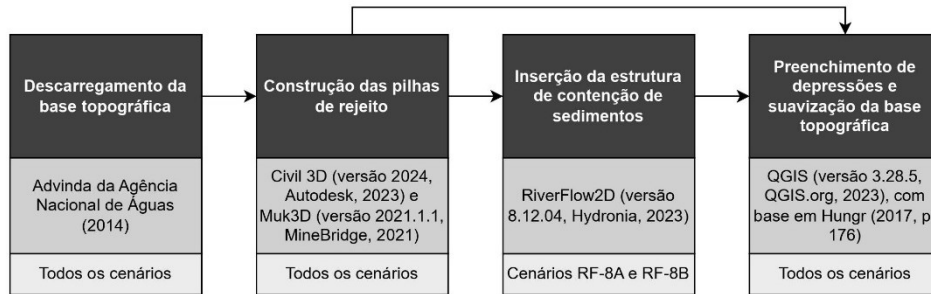
Também foram feitas tentativas de cálculo para os métodos analíticos de equações fechadas de determinação de escoamentos de rejeitos de Lucia (1981) e Jeyapalan (1980), indicados no subitem 3.5.2.

A Figura 29 ilustra o diagrama da metodologia do presente trabalho.

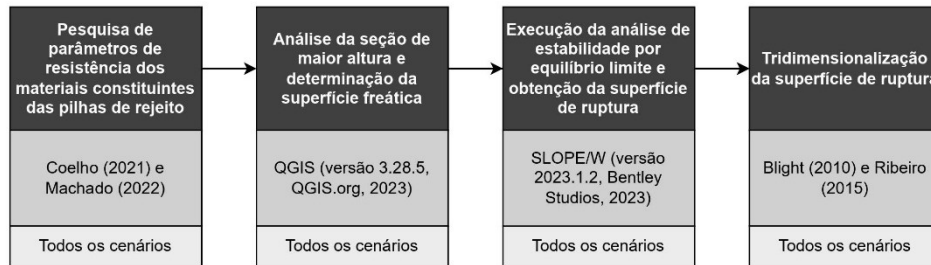
⁴⁹ Na Tabela 8 também são indicadas fórmulas que estimam a área ou o comprimento relativo à deposição do escoamento. Pela dificuldade de métodos dinâmicos de mistura pormenorizarem os componentes da fase sólida, esses métodos não foram abordados no presente trabalho.

Figura 29 – Diagrama metodológico do presente trabalho

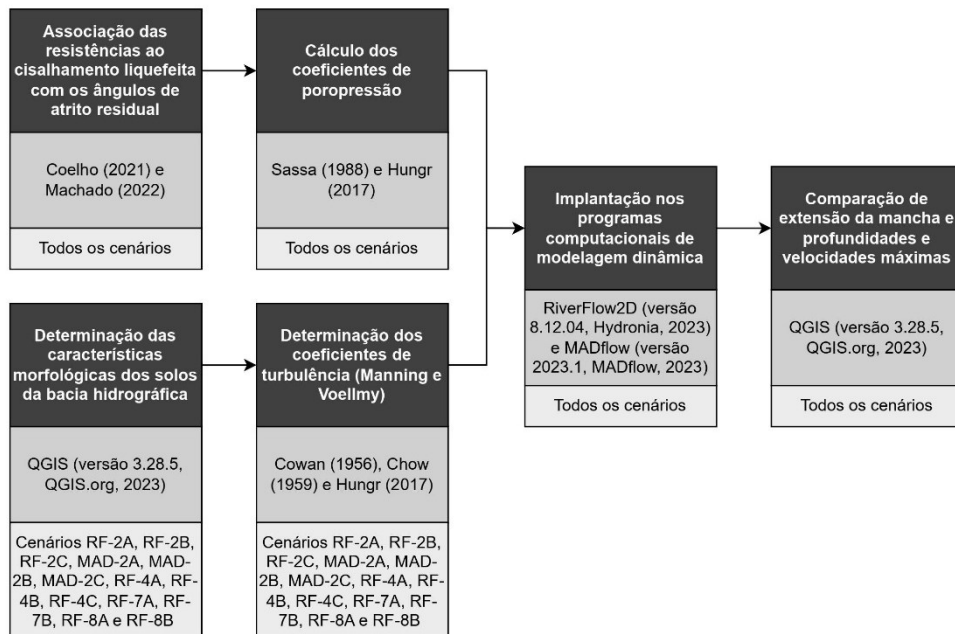
Manipulação da base topográfica



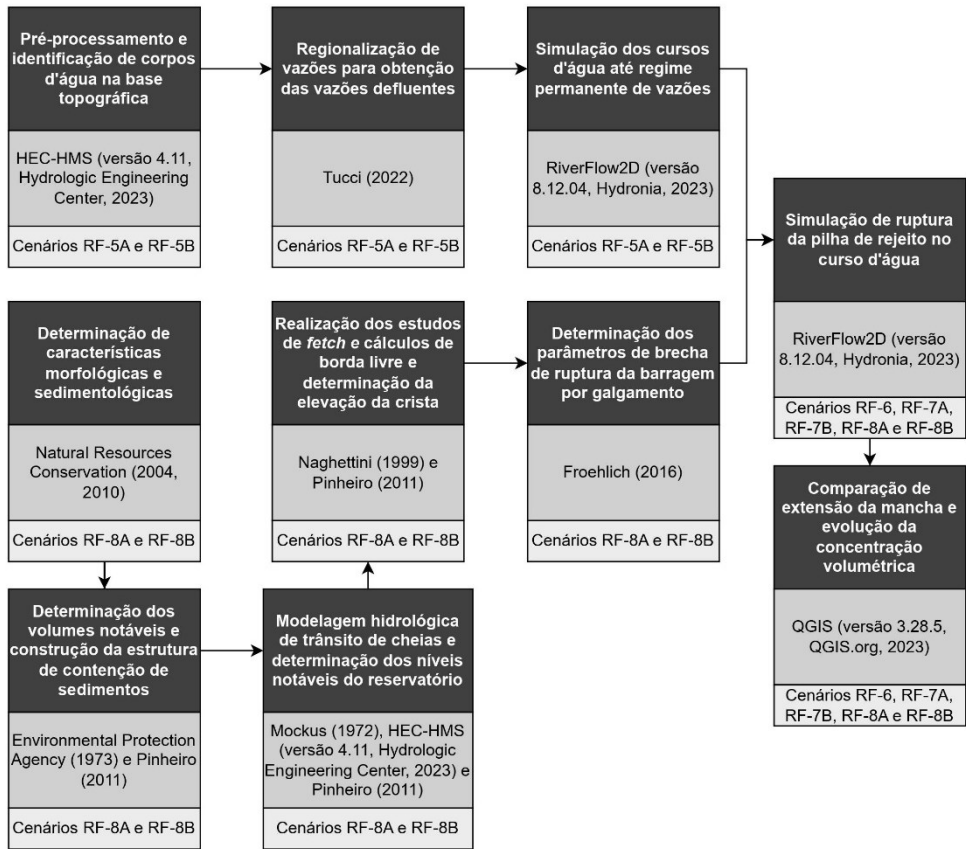
Determinação da superfície de ruptura das pilhas



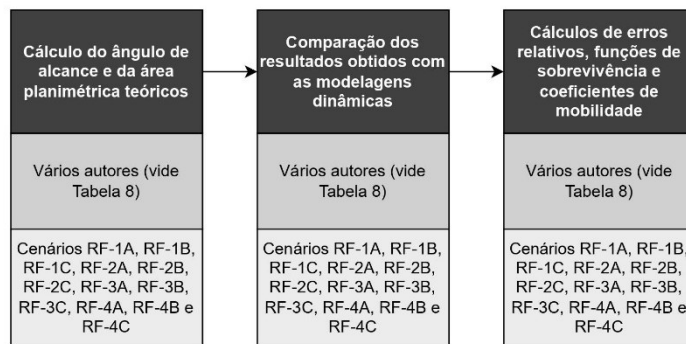
Sensibilidade dos parâmetros reológicos



Inserção de corpos d'água e estruturas de armazenamento



Equações empíricas



Fonte: Autoria própria

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Com base no referencial teórico discutido no capítulo 3 e na metodologia proposta no capítulo 4, apresentam-se, neste momento, a análise e a discussão dos resultados obtidos.

Os itens deste capítulo são sequenciados de acordo com a cronologia das análises feitas. O item 5.1 apresenta as análises de estabilidade e valores geométricos para o cálculo do volume mobilizado. Os itens 5.2 a 5.4 apresentam simulações dinâmicas, feitas no MADflow e no RiverFlow2D, para a relação de resistência friccional ao escoamento de rejeitos provenientes da Pilha 1. A incorporação de turbulência na resistência ao escoamento é analisada no item 5.5 para a mesma estrutura. O item 5.6 apresenta os resultados das análises dinâmicas para a Pilha 2 e discorre sobre o papel do relevo no comportamento do escoamento dos rejeitos. O item 5.7 traz a mistura dos rejeitos com corpos d'água e analisa a susceptibilidade à ruptura em cascata de pilha a montante e barragem a jusante. Por último, o item 5.8 promove discussões quanto a métodos empíricos de previsão do escoamento.

Uma vez que as pilhas de rejeitos são hipotéticas, as análises são primordialmente qualitativas.

5.1 Superfícies de ruptura e volumes mobilizáveis

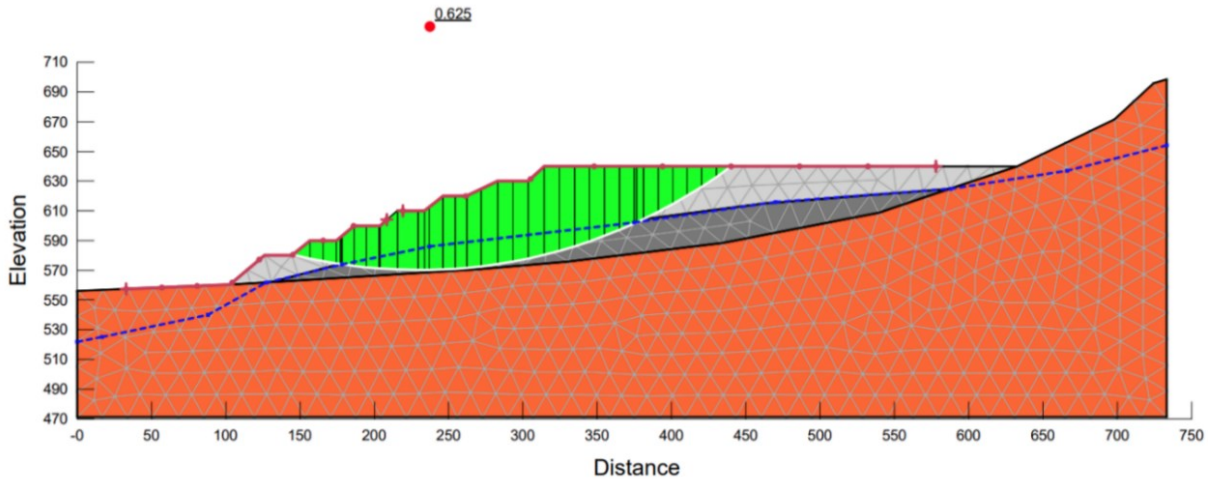
Para calcular os volumes mobilizáveis como condições iniciais das simulações dos escoamentos provenientes das rupturas das pilhas de rejeito, como indicado nos subitens 3.4.1 e 3.4.2, seguiu-se para as análises de estabilidade por equilíbrio limite.

Na Pilha 1, para a combinação de modelos constitutivos, valores de parâmetros drenados e não drenados e configurações de nível freático mencionadas no capítulo 4, observou-se que as cunhas de ruptura foram idênticas para as razões de resistência liquefeita de 0,05 e 0,12, como observado na Figura 30 e na Figura 31. Isso se dá porque, para ambas as rupturas, a instabilidade da pilha já ocorre com o fator de segurança inferior à unidade.

Em todas as primeiras análises, observou-se uma ruptura por escorregamento rotacional no maciço da pilha, como explicado no Apêndice A.

Figura 30 – Superfície de ruptura e fator de segurança para a primeira análise de estabilidade da Pilha 1; razão de resistência liquefeita de 0,05 para os rejeitos saturados

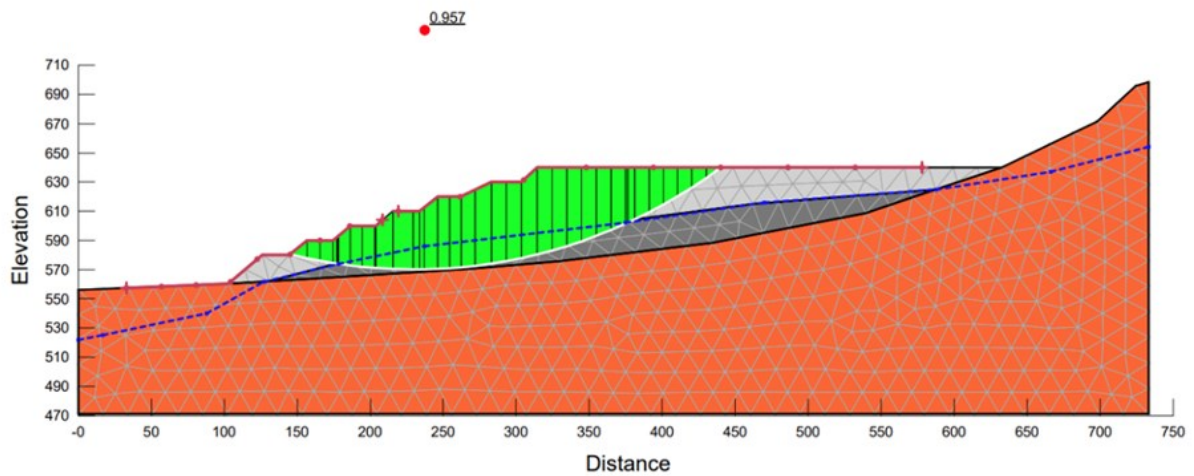
Color	Name	Slope Stability Material Model	Unit Weight (kN/m ³)	Minimum Strength (kPa)	Tau/Sigma Ratio	Effective Cohesion (kPa)	Effective Friction Angle (°)	Phi-B (°)	Piezometric Surface
Orange	Fundação	Mohr-Coulomb	19.1			27.3	27.8	0	1
Light Gray	Rejeito silto-arenoso não saturado	Mohr-Coulomb	23.8			2.5	32	0	1
Dark Gray	Rejeito silto-arenoso saturado	SHANSEP	24.8	0	0.05				1



Fonte: Autoria própria, com modelagem no SLOPE/W (Bentley Studios, 2023)

Figura 31 – Superfície de ruptura e fator de segurança para a primeira análise de estabilidade da Pilha 1; razão de resistência liquefeita de 0,12 para os rejeitos saturados

Color	Name	Slope Stability Material Model	Unit Weight (kN/m ³)	Minimum Strength (kPa)	Tau/Sigma Ratio	Effective Cohesion (kPa)	Effective Friction Angle (°)	Phi-B (°)	Piezometric Surface
Orange	Fundação	Mohr-Coulomb	19.1			27.3	27.8	0	1
Light Gray	Rejeito silto-arenoso não saturado	Mohr-Coulomb	23.8			2.5	32	0	1
Dark Gray	Rejeito silto-arenoso saturado	SHANSEP	24.8	0	0.12				1



Fonte: Autoria própria, com modelagem no SLOPE/W (Bentley Studios, 2023)

Rupturas sucessivas foram, então, realizadas até que o fator de segurança fosse unitário e a massa remanescente fosse estável. A Tabela 22 indica os resultados dos fatores de segurança obtidos; a partir da segunda ruptura, todas as cunhas de ruptura passaram pela fundação de saprólito, o que indica um escorregamento rotacional por essa unidade geológica.

Tabela 22 – Valores dos fatores de segurança para diferentes razões de resistência liquefeita nas análises de estabilidade por equilíbrio limite para a Pilha 1

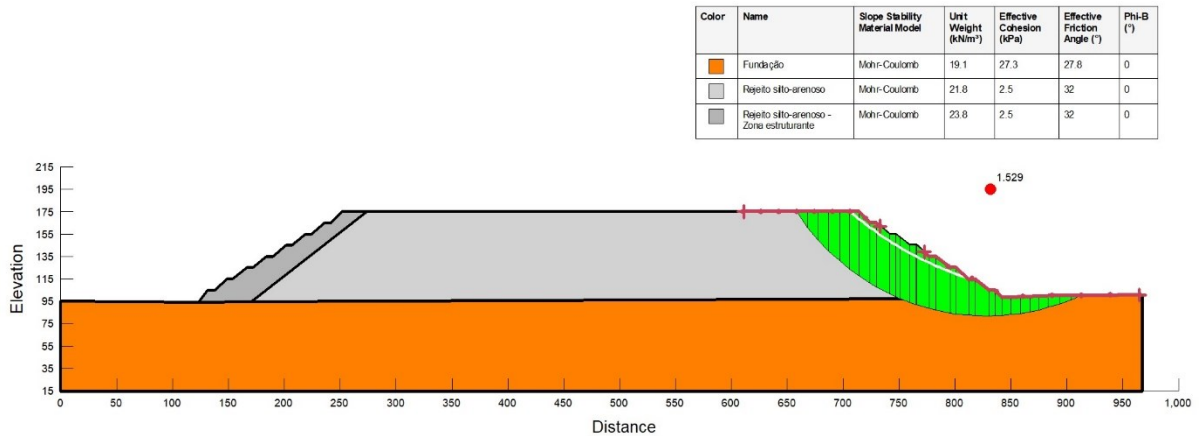
Razão de resistência liquefeita	Fator de segurança obtidos		
	Primeira ruptura	Segunda ruptura	Terceira ruptura
0,05	0,625	0,950	1,007
0,09	0,817	1,006	–
0,12	0,957	1,048	–

Fonte: Autoria própria

Na Pilha 2, o menor fator de segurança, associado à superfície de ruptura mais crítica, foi igual a 1,045. O formato dessa cunha, representada pelo contorno branco na Figura 32 próximo aos três taludes superiores da pilha, é associado a uma ruptura em lasca. Como mencionado no Apêndice A, esse modo de falha é deflagrado, principalmente, pela superinclinação dos taludes da pilha – assim, ele é considerado crível, uma vez que os taludes da estrutura foram propositalmente construídos com inclinações desfavoráveis à segurança. Entretanto, superfícies de rupturas em lasca são tipicamente de baixa profundidade (Piteau Associates Engineering, 1991, p. 77) e podem não ser representativas em termos de volume potencialmente mobilizável.

Assim, adotou-se o mesmo procedimento de determinação do volume mobilizável para ruptura hipotética de estruturas de rejeito estipulado por Castellanos, Yong e Martin (2022), mencionado no subitem 3.4.2. Assumiu-se uma superfície de ruptura que, por mais que fosse associada a um maior fator de segurança, fornecesse volumes mais significativos e atrelasse, mesmo que indiretamente, rupturas regressivas dos rejeitos. A Figura 32 indica essa superfície, hachurada em verde; assim, o modo de falha considerado para o estudo de ruptura hipotética foi um escorregamento rotacional da fundação.

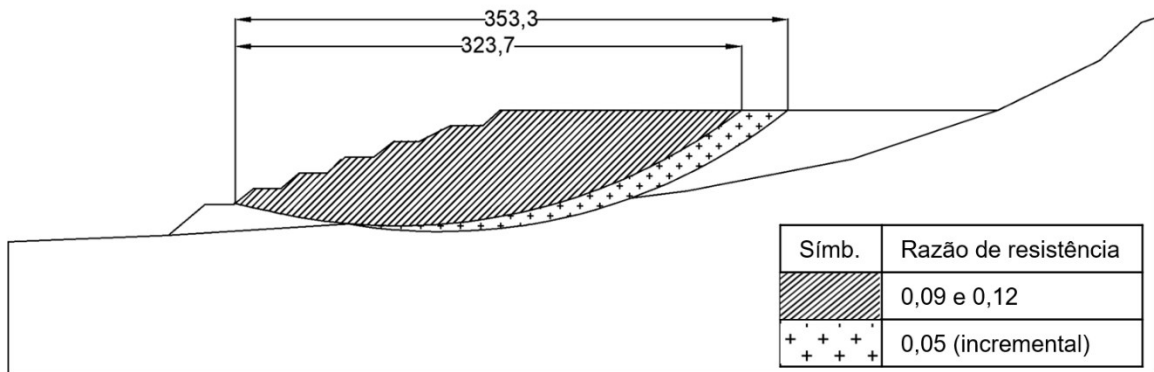
Figura 32 – Superfície de ruptura e fator de segurança para a análise de estabilidade da Pilha 2



Fonte: Autoria própria, com modelagem no SLOPE/W (Bentley Studios, 2023)

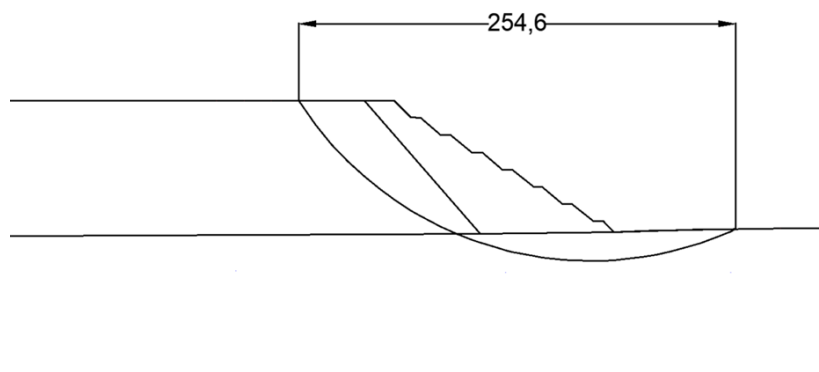
Os comprimentos lineares entre a crista e o pé das cunhas de ruptura para as três razões de resistência calculadas para a Pilha 1 são indicados na Figura 33. Quanto à Pilha 2, a Figura 34 apresenta a distância entre a crista e o pé da superfície de ruptura.

Figura 33 – Distâncias longitudinais da crista ao pé das superfícies de ruptura calculadas pelas análises de estabilidade por equilíbrio limite para a Pilha 1 (em metros)



Fonte: Autoria própria, com base na modelagem no SLOPE/W (Bentley Studios, 2023)

Figura 34 – Distância longitudinal da crista ao pé da superfície de ruptura calculada pela análise de estabilidade por equilíbrio limite para a Pilha 2 (em metros)



Fonte: Autoria própria, com base na modelagem no SLOPE/W (Bentley Studios, 2023)

Esses comprimentos foram, então, utilizados para a transformação da superfície de ruptura bidimensional em um elipsoide tridimensional. As distâncias necessárias para o cálculo da largura de ruptura e tridimensionalização da superfície estão indicadas na Tabela 23. Adicionalmente, essa tabela indica as alturas da seção de ruptura (do ponto mais alto ao mais baixo da superfície de ruptura) e as magnitudes dos volumes mobilizáveis, que se encontram aproximadamente na mesma ordem de grandeza.

Tabela 23 – Comprimentos, larguras, alturas e volumes das massas mobilizáveis para as Pilhas 1 e 2

Estrutura	Razão de resistência liquefeita	Comprimento de ruptura (m)	Largura de ruptura (m)	Altura máxima da superfície de ruptura (m)	Volume mobilizável (m³)
Pilha 1	0,05	353,3	221,3	77,2	1,73 x 10 ⁶
	0,09 e 0,12	323,7	203,2	73,3	9,87 x 10 ⁵
Pilha 2	–	254,6	160,5	92,9	2,14 x 10 ⁶

Fonte: Autoria própria

A partir dos elipsoides que representam os volumes mobilizáveis de ambas as pilhas, procedeu-se para as simulações dinâmicas de propagação das massas de rejeito nos *softwares* RiverFlow2D e MADflow. As simulações, resultados e discussões serão divididos conforme as influências de fatores importantes na propagação do escoamento.

5.2 Influência da poropressão

Para a análise da influência da poropressão nos escoamentos dos rejeitos liquefeitos, é importante o cálculo do coeficiente de poropressão mencionado no subitem 3.3.3. Esse coeficiente, dependente do ângulo de atrito aparente, pressupõe a proporcionalidade entre as tensões cisalhantes e normais indicada na Equação 9, considerando a quebra das conexões coesivas entre partículas de solo. O coeficiente de poropressão foi correspondentemente calculado com base na Equação 7.

Nesse contexto, a contribuição friccional dos rejeitos levou com base os ângulos de atrito aparente, inseridos nos *softwares* de modelagem hidrodinâmica RiverFlow2D e MADflow, e representados na Tabela 24.

Tabela 24 – Valores de ângulos de atrito aparentes e coeficiente de poropressão para diferentes razões de resistência liquefeita; ângulo de atrito dinâmico de 18°

Simbologia adotada para as simulações	Razão de resistência liquefeita	Ângulo de atrito aparente correspondente (°)	Coeficiente de poropressão correspondente
A	0,05	2,86	0,85
B	0,09	5,14	0,72
C	0,12	6,84	0,63

Fonte: Autoria própria

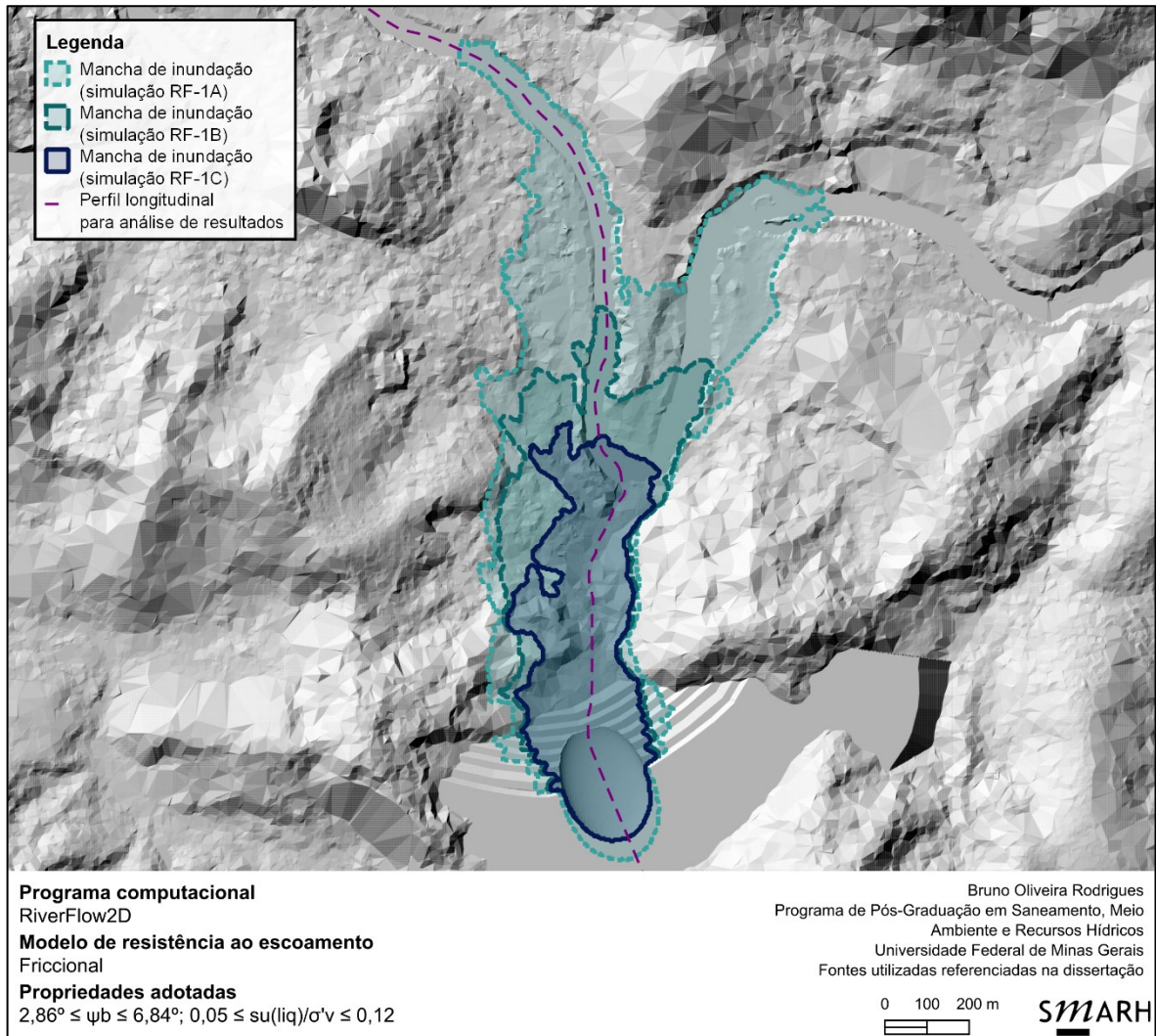
Esses valores são condizentes com os retratados no trabalho de Delandmeter *et al.* (2023), introduzido no subitem 3.6.5. Os autores obtiveram o ângulo de atrito de 4,3° correspondente à razão de resistência liquefeita de 0,075; na simulação dinâmica, essa magnitude foi equivalente ao menor ângulo de atrito mobilizado possível para o escoamento de rejeitos provenientes da pilha, que apresentava susceptibilidade à liquefação na fundação. Resultados semelhantes foram obtidos por Fernandes *et al.* (2023).

A variação das propriedades dos escoamentos para os três valores de ângulos de atrito aparente será avaliada por meio da Pilha 1, encaixada em vale. Essa estrutura hipotética foi inserida em um relevo mais acidentado, com estreitamentos topográficos e variações horizontais e verticais esperadas no trajeto da massa mobilizada.

Tendo em consideração os cenários puramente friccionais RF-1A, RF-1B e RF-1C, modelados no RiverFlow2D, a Figura 35 indica o mapa das manchas de inundação resultantes⁵⁰ e a Figura 36 ilustra o perfil longitudinal com a variação das elevações máximas dos escoamentos provenientes da ruptura durante a simulação.

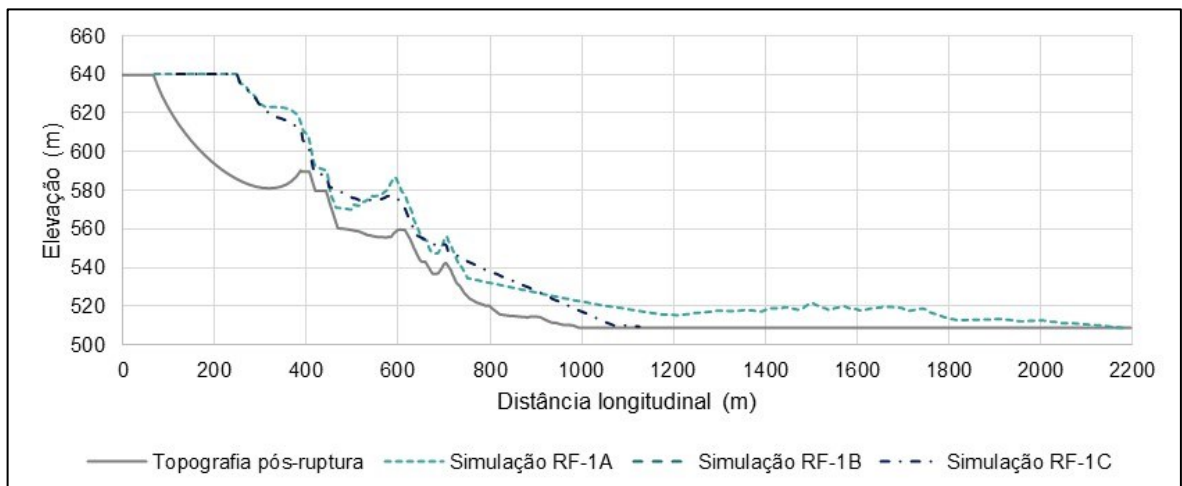
⁵⁰ Na Figura 35, a discrepância na posição a montante da mancha de inundação da simulação RF-1A em comparação com as demais manchas é decorrente da cunha de ruptura ser maior. Não foram permitidas evoluções sedimentológicas ou simulações de materiais erodíveis nas modelagens.

Figura 35 – Manchas de inundação obtidas para as simulações RF-1A, RF-1B e RF-1C (puramente friccionais)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Figura 36 – Perfil longitudinal de elevações máximas do escoamento para as simulações RF-1A, RF-1B e RF-1C (puramente friccionais)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023)

Imediatamente, evidencia-se a maior propagação longitudinal dos rejeitos ao longo do terreno quanto menores as razões de resistência liquefeita e, portanto, os ângulos de atrito aparentes. A Tabela 25 indica as distâncias e ângulos notáveis para essas simulações.

Tabela 25 – Distâncias e ângulos notáveis para as simulações RF-1A, RF-1B e RF-1C (puramente friccionais)

Simulação	Distância longitudinal percorrida (m)	Diferença de altura do escoamento (m)	Ângulo de alcance correspondente (°)
RF-1A	2.116,3	130,9	3,54
RF-1B	1.433,5	130,9	5,68
RF-1C	1.007,6	130,9	7,40

Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023)

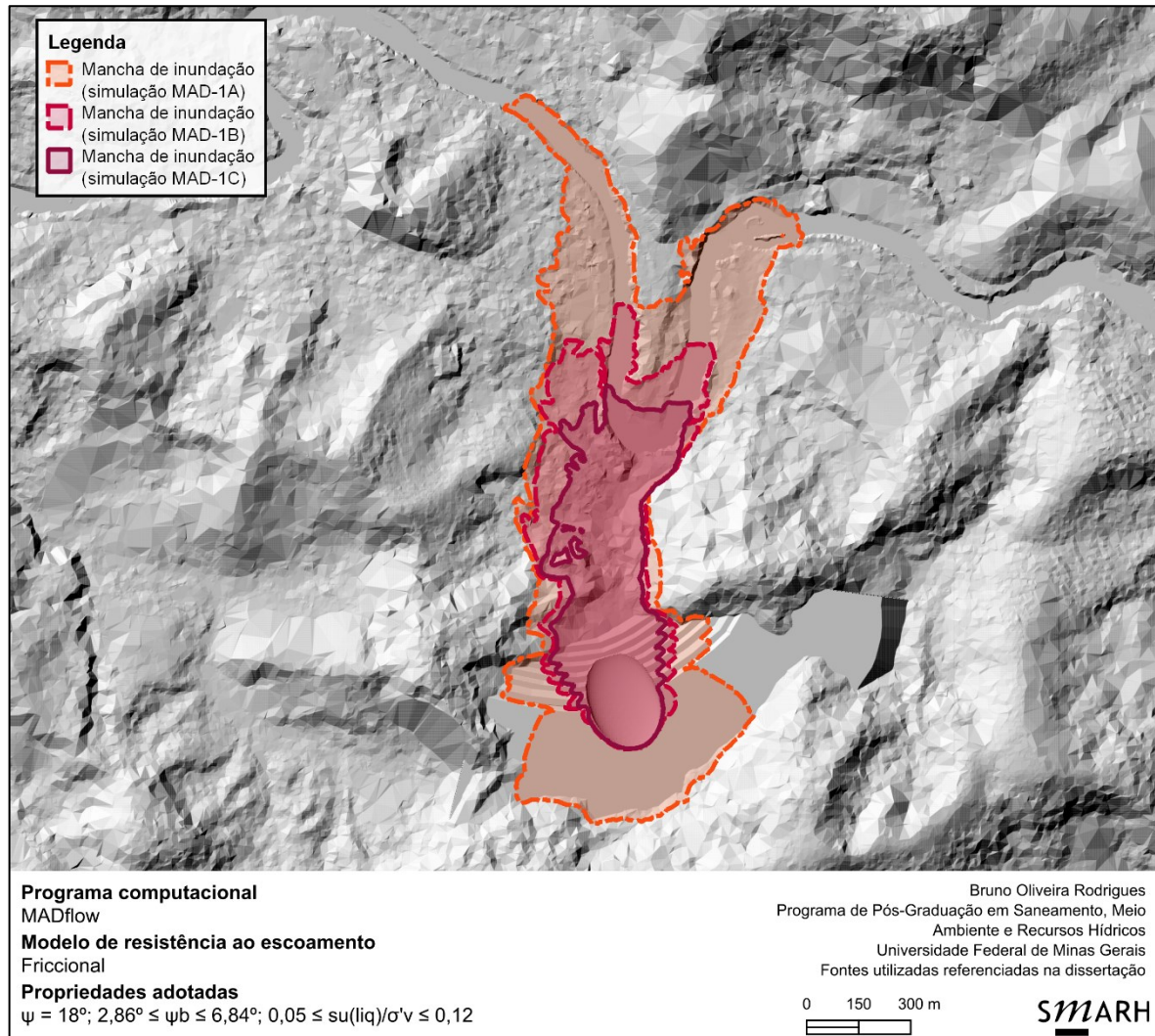
Observa-se relativa discrepância do ângulo de atrito aparente adotado nas simulações com o ângulo de alcance – este último foi calculado com base no perfil longitudinal da esquerda indicado na Figura 28. Mais detalhes serão abordados no item 5.8.

Na análise temporal da evolução das manchas de inundação para as três simulações, o escoamento geofísico cessa quando as forças de atrito sobrepõem a aceleração gravitacional como consequência do gradiente topográfico nulo dos cursos d'água na base topográfica adotada (Trujillo-Vela *et al.*, 2022, p. 8), entre 30 e 60 minutos de simulação.

Para as presentes configurações topográficas, os resultados podem ser comparados aos obtidos por Chen e Becker (2014) nas simulações completamente friccionais do escoamento de rejeitos decorrente da ruptura de uma barragem hipotética. Para terrenos planos, os autores obtiveram distâncias de alcance de 0,36 km e 0,76 km, respectivamente para valores de razões de resistência liquefeita de 0,12 e 0,05. Esse aumento de 2,11x é muito similar ao aumento de 2,10x do alcance das massas das simulações RF-1A e RF-1C. Dessa maneira, essa proporção indica a proximidade do gradiente topográfico dos dois estudos.

O mesmo comportamento de distâncias incrementais em razões de resistência liquefeitas menores foi observado para as simulações realizadas com o auxílio do MADflow, indicadas no mapa da Figura 37.

Figura 37 – Manchas de inundação obtidas para as simulações MAD-1A, MAD-1B e MAD-1C (puramente friccionalis)



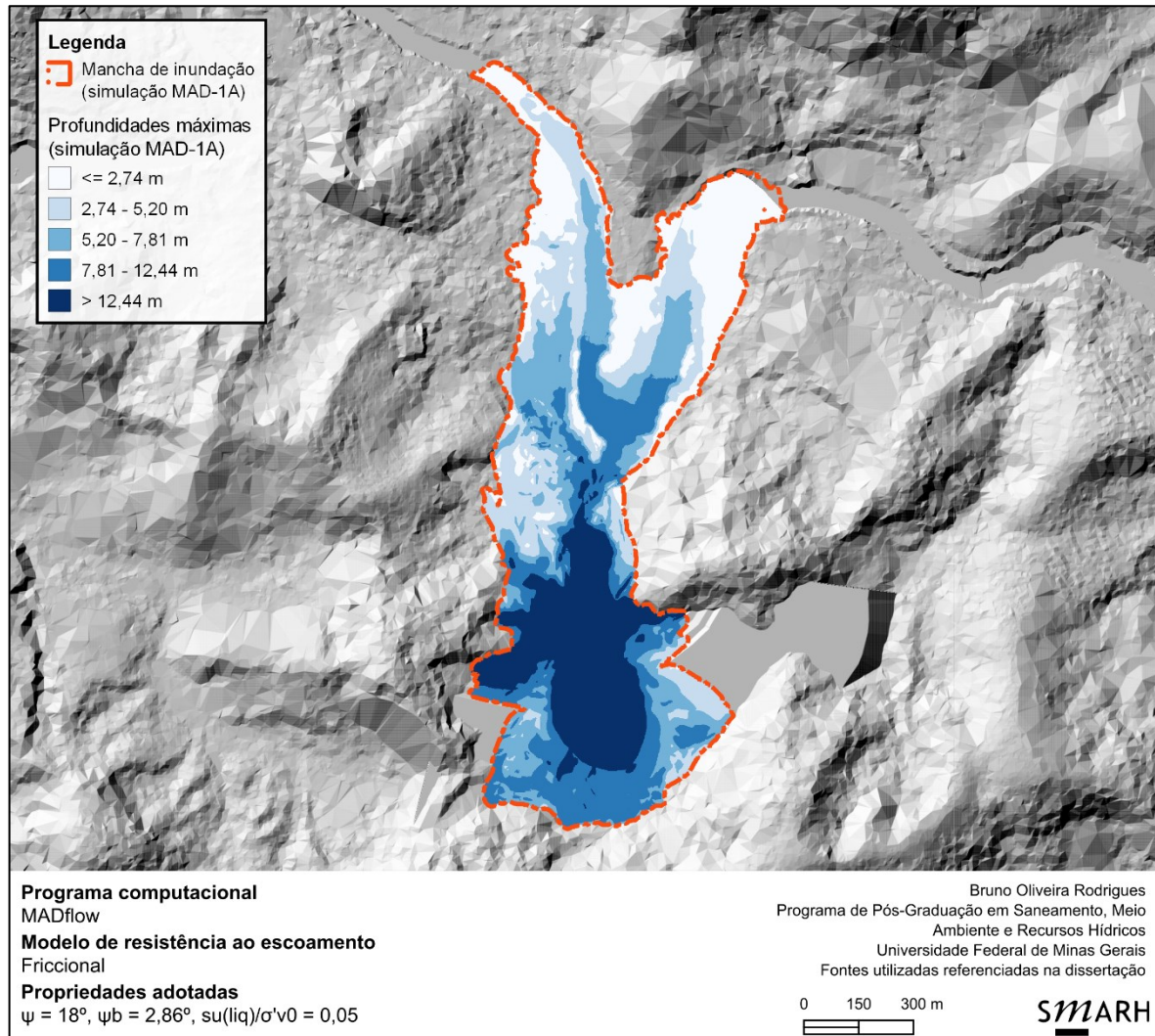
Fonte: Autoria própria, com modelagem no MADflow (2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Entretanto, ao passo que os alcances longitudinais observados nas simulações modeladas no MADflow sejam similares aos obtidos pelo RiverFlow2D, duas feições são notáveis na simulação MAD-1A: a retrogressão do escoamento para montante, próximo à cunha de ruptura, e o espalhamento lateral incomum dos rejeitos liquefeitos. De fato, todo o platô da pilha é ocupado pelo escoamento.^{51,52} As profundidades máximas do escoamento nessas regiões não são desprezíveis, como comprova o mapa da Figura 38.

⁵¹ Enquanto isso pareça ser um sinal de erosão do terreno, a altura máxima permitida para erosão foi nula em todas as simulações.

⁵² O mesmo comportamento de espalhamento lateral é observado em outras capturas de tela de simulações realizadas no MADflow, como em Chen, Chin e Friedel (2019, p. 9).

Figura 38 – Profundidades máximas obtidas para a simulação MAD-1A (puramente friccional, $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,05$)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no MADflow (2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Foi levantada a hipótese de que a propagação lateral desproporcional dos rejeitos na simulação MAD-1A estivesse relacionada com os efeitos de contração e dilatação da massa mobilizável, mediados pelos coeficientes de empuxo lateral. O item 5.3 analisa essa hipótese.

Foi também avaliada a possibilidade de os intervalos computacionais nas simulações efetuadas pelo MADflow serem superiores aos necessários para a resolução das equações de conservação e atendimento à condição de Courant. O item 5.4 analisa mais detalhes sobre os intervalos computacionais calculados pelo programa.

5.3 Efeito do empuxo lateral

Para a avaliação do efeito dos coeficientes de empuxo lateral nos escoamentos dos rejeitos liquefeitos, é importante a formulação apropriada dos coeficientes ativo e passivo, respectivamente correspondentes à contração e à dilatação da camada basal liquefeita, como explicado no subitem 3.3.5.

O MADflow segue o cálculo dos coeficientes de empuxo lateral protagonizados por Greve, Koch e Hutter (1997) para todos os modelos reológicos abrangidos pelo programa que possuem componentes friccionais. Portanto, os resultados são dependentes das magnitudes dos ângulos de atrito interno e aparente inseridos como condições de entrada. Nesse sentido, o MADflow se diferencia em relação ao RiverFlow2D: enquanto o último modelo requer apenas o ângulo de atrito aparente nas formulações reológicas friccionais, o primeiro exige os ângulos de atrito interno e aparente como condições de contorno de entrada sob as mesmas condições.

A Tabela 26 retrata os coeficientes de empuxo lateral calculados para as simulações feitas no MADflow. Os subscritos x e y se referem, respectivamente, aos empuxos calculados nas direções transversal e perpendicular ao escoamento; já os sobrescritos a e p se referem aos empuxos ativo e passivo, nessa ordem.

Tabela 26 – Coeficientes de empuxo lateral calculados para as simulações MAD-1A, MAD-1B e MAD-1C (puramente friccionais)

Simulação	k_x^a	k_x^p	$k_y^a(k_x^a)$	$k_y^p(k_x^a)$	$k_y^a(k_x^p)$	$k_y^p(k_x^p)$
MAD-1A	0,536	1,886	0,531	1,005	0,997	1,889
MAD-1B	0,554	1,868	0,537	1,017	0,991	1,877
MAD-1C	0,576	1,847	0,544	1,031	0,983	1,863

Fonte: Autoria própria, com base em Greve, Koch e Hutter (1997) e em modelagem no MADflow (MADflow, 2023)

Simulações bidimensionais de escoamentos geofísicos friccionais tendem a calcular os coeficientes de empuxo ativo e passivo com base no comportamento dilatante e compressivo do escoamento, em ambas as direções x e y , para cada intervalo computacional. Pela avaliação das profundidades máximas indicadas no mapa da Figura 35, nota-se que as regiões de maior expansão do escoamento foram coincidentes com o platô da pilha de rejeitos. Áreas planas, onde o escoamento encontra-se livre para dispersar, são associadas ao desenvolvimento de empuxos

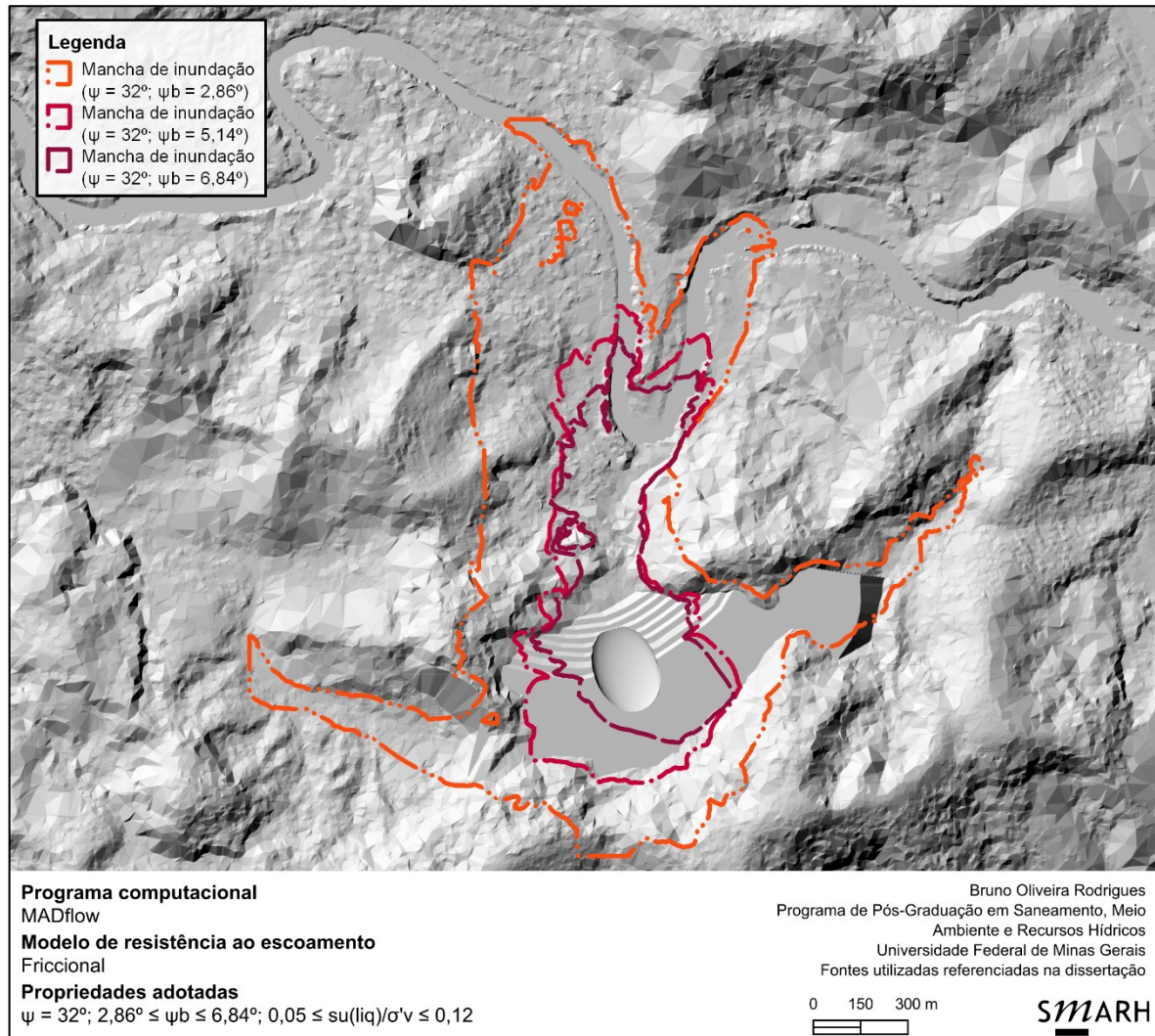
ativos do escoamento – analogamente a situações de mecânica dos solos onde um muro de contenção se move afastando-se do solo, reduzindo a pressão horizontal e permitindo que o solo expanda ou dilate. Nesses casos, as tensões horizontais são menores do que as tensões verticais, caracterizando um estado ativo.

De fato, os coeficientes ativos calculados, tão baixos quanto 0,531 na direção perpendicular ao escoamento dos rejeitos, induzem tensões transversais até 45,6% inferiores às de escoamentos newtonianos. Observa-se, entretanto, sensibilidade excessiva nos coeficientes de empuxo calculados para a simulação MAD-1A, uma vez que se constataram diferenças presumivelmente pequenas entre as magnitudes do empuxo lateral entre as três simulações.

Gray, Wieland e Hutter (1999, p. 1862) discorrem sobre a alta sensibilidade dos coeficientes de empuxo lateral em casos de divergência de escoamento, em especial quando as velocidades e gradientes de velocidade são pequenos. Ademais, em regiões planas, a influência das tensões internas do escoamento é mais predominante se comparada com a importância das tensões gravitacionais (McDougall, 2006, p. 19). Essas constatações sugerem que o platô da pilha de rejeitos teve uma influência no cômputo das tensões internas e comportamento do escoamento dos rejeitos para o ângulo de atrito correspondente à menor razão de resistência liquefeita. Não obstante, a maior complexidade da topografia a jusante do pé, onde são presentes diversas singularidades hidráulicas horizontais e verticais, acarreta na mudança mais intensa entre estados passivo e ativo do escoamento geofísico, o que pode agregar oscilações numéricas no modelo (McDougall; Hungr, 2004, p. 1090; McDougall, 2006, p. 136).

Em uma tentativa de corroborar as hipóteses traçadas, duas propostas distintas de simulações dinâmicas foram aventadas. A primeira se refere à substituição do ângulo de atrito dinâmico de 18° para o ângulo de atrito interno estático de 32° – nesse caso, os coeficientes de poropressão variam entre 0,81 e 0,92. A Figura 39 representa as manchas de inundação resultantes.

Figura 39 – Manchas de inundação obtidas na substituição do ângulo de atrito dinâmico para o interno estático (puramente friccionais)



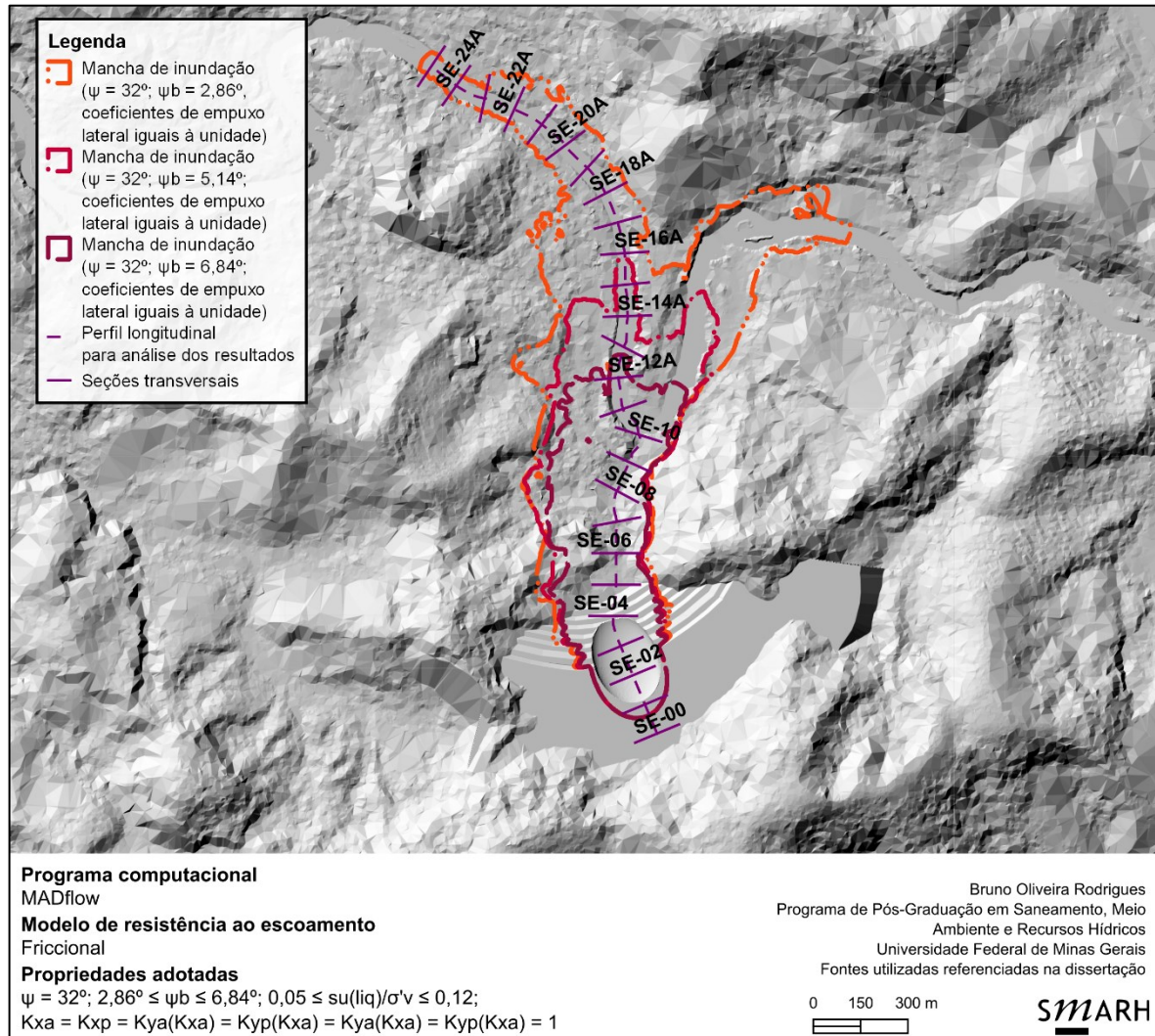
Fonte: Autoria própria, com modelagem no MADflow (2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Para essas simulações, constata-se uma propagação lateral excessiva dos rejeitos – especialmente para a menor razão de resistência liquefeita. Nela, julga-se que tal fenômeno seja injustificável, uma vez o escoamento cresce aproximadamente 120 m de altitude (El. 640 m para El. 780 m) e toma conta da integridade da pilha de rejeitos.

A segunda proposta se refere à substituição dos coeficientes de empuxo lateral para a unidade, para todas as direções do escoamento. Em outras palavras, ao invés dos coeficientes de empuxo lateral serem calculados automaticamente pelo MADflow com base na equação proposta por Greve, Koch e Hutter (1997), impôs-se que todos os coeficientes k fossem iguais à unidade – essa operação é feita pela função \$SET-

KAKP. O ângulo de atrito permanece igual a 32° . A Figura 40 ilustra essa configuração para as três magnitudes de resistência ao cisalhamento liquefeita.

Figura 40 – Manchas de inundação obtidas na substituição dos coeficientes de empuxo lateral pela unidade (puramente friccionais)



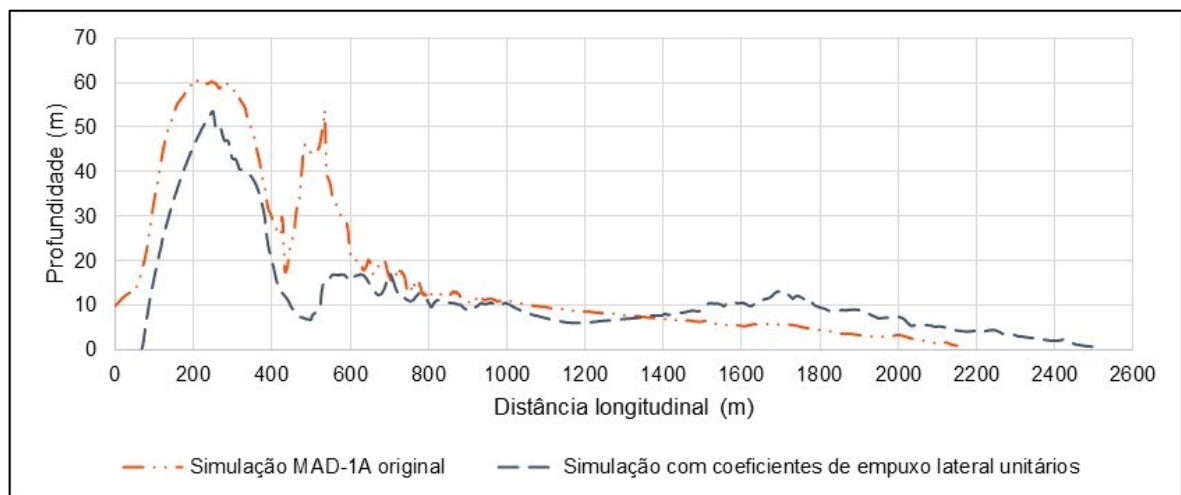
Fonte: Autoria própria, com modelagem no MADflow (2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

A comparação das manchas de inundação evidencia que a propagação lateral dos rejeitos é mais contida na topografia a jusante. Em termos de resistência interna ao cisalhamento, essa situação equivale-se ao arranjo hidrostático de tensões, que somente é válido para escoamentos newtonianos (Hungr, 2008, p. 1158).

A configuração hidrostática de tensões, entretanto, pode acarretar características atípicas no perfil do escoamento. Hungr (1995, p. 615-616) exemplifica essa situação para uma avalanche de rochas, onde a substituição do coeficiente de empuxo lateral

para a unidade induziu a formação de frentes de escoamento incoerentes. A comparação das profundidades de escoamento para a simulação MAD-1A, ilustradas na Figura 38, e para a simulação correspondente ao ângulo de atrito de $2,86^\circ$, representada na Figura 40, traz resultados semelhantes. Como notado no perfil longitudinal da Figura 41, os valores de profundidade de escoamento aumentam cerca de 1.200 m a jusante da mobilização inicial do material (entre as seções SE-11A e SE-17A). Não houve mudanças nas seções transversais ou perfis longitudinais do curso d'água principal para nenhuma simulação.

Figura 41 – Perfil longitudinal de profundidades máximas de escoamento para a simulação MAD-1A original e a simulação associada aos coeficientes de empuxo lateral unitários (puramente friccionais)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no MADflow (2023)

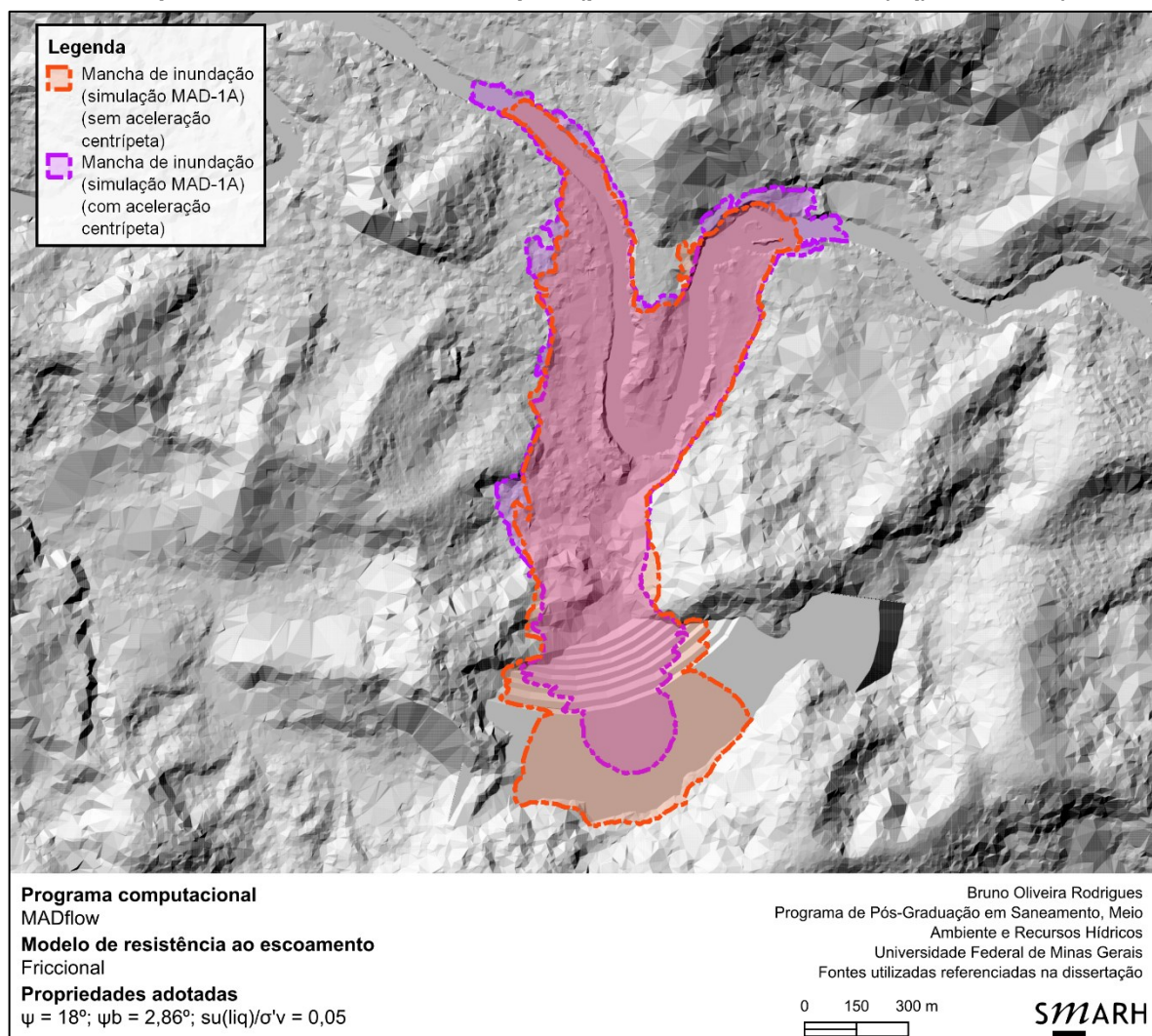
Em síntese, a maior sensibilidade da simulação MAD-1A está relacionada às oscilações numéricas decorrentes das mudanças constantes de estados passivo e ativo do material. O item 5.4 busca corrigir essas incoerências com a consideração da aceleração centrípeta. Ademais, devido à grande influência das poropressões nesse caso (coeficiente r_u de 0,85), é esperado que as forças internas da fase sólida do escoamento não sejam tão significativas. Assim, é previsto que a adição de um componente de turbulência na mistura equilibre a resistência ao escoamento e forneça resultados mais condizentes. O item 5.5 discorre sobre a incorporação da turbulência nos termos de resistência ao escoamento.

5.4 Consideração da aceleração centrípeta

Como mencionado nos subitens 3.3.2 e 3.6.3, o tratamento da aceleração da gravidade nos escoamentos geofísicos pode ser importante para governar o movimento da massa mobilizável e contemplar feições topográficas convexas. De fato, a topografia presente a jusante da Pilha 1 possui estreitamentos e curvaturas relevantes em termos de trajeto do escoamento.

Assim, buscou-se simular o escoamento referente à razão de resistência liquefeita de 0,05 no MADflow com o efeito da aceleração centrípeta ativado. A Figura 42 compara as manchas de inundação provenientes da incorporação ou da ausência desse efeito.

Figura 42 – Manchas de inundação provenientes da simulação MAD-1A variando a incorporação da aceleração centrípeta (puramente friccional, $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,05$)

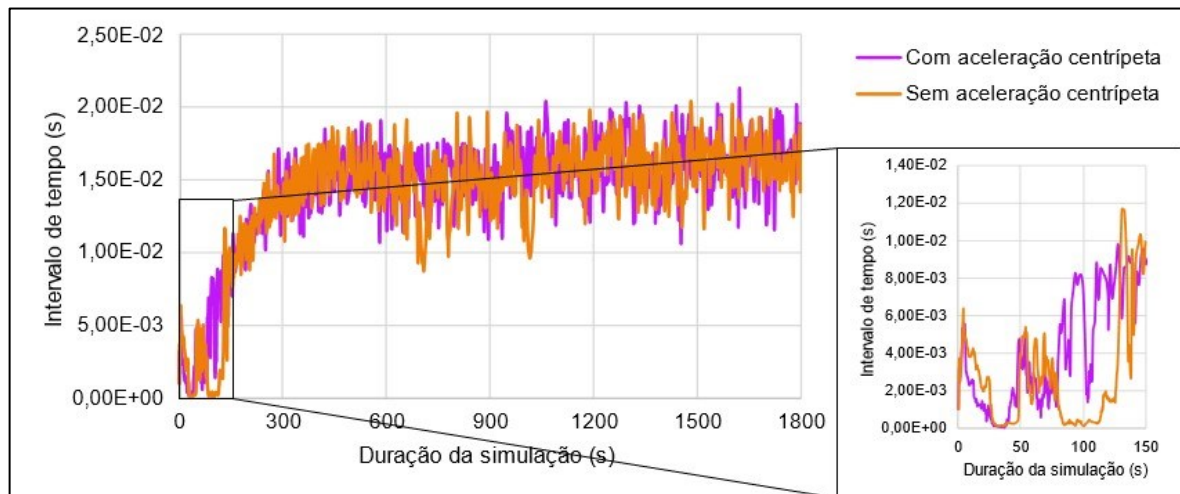


Fonte: Autoria própria, com modelagem no MADflow (2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Chen, Crosta e Lee (2006, p. 321), ao deduzirem a teoria matemática regente no MADflow, mencionam que a aceleração centrípeta é avaliada no programa sob uma perspectiva lagrangiana ao conceitualmente “sentir” as feições topográficas com o avanço ou retardo da velocidade do escoamento. Os resultados para o escoamento dos rejeitos liquefeitos da Pilha 1 com razão de resistência liquefeita de 0,05 sugerem que a incorporação dos efeitos centrípetos no escoamento agrega estabilidade para a modelagem no cálculo das velocidades e interfere no cálculo dos empuxos laterais. McDougall (2006, p. 119), ao explicar o método numérico reinante no programa DAN3D, menciona que a estimativa de curvaturas locais do trajeto do escoamento e a aceleração centrípeta resultante podem influenciar fortemente no cálculo das tensões basais e internas.

A maior estabilidade na modelagem computacional devido à incorporação dos efeitos da aceleração centrípeta é suportada pela análise da evolução dos intervalos computacionais em cada uma das simulações. A Figura 43 demonstra o progresso dos passos computacionais, com destaque para os 150 segundos iniciais.

Figura 43 – Comparação entre intervalos de tempo computacional para a simulação MAD-1A variando a incorporação da aceleração centrípeta (puramente friccional, $s_u(liq)/\sigma'_{v0} = 0,05$)

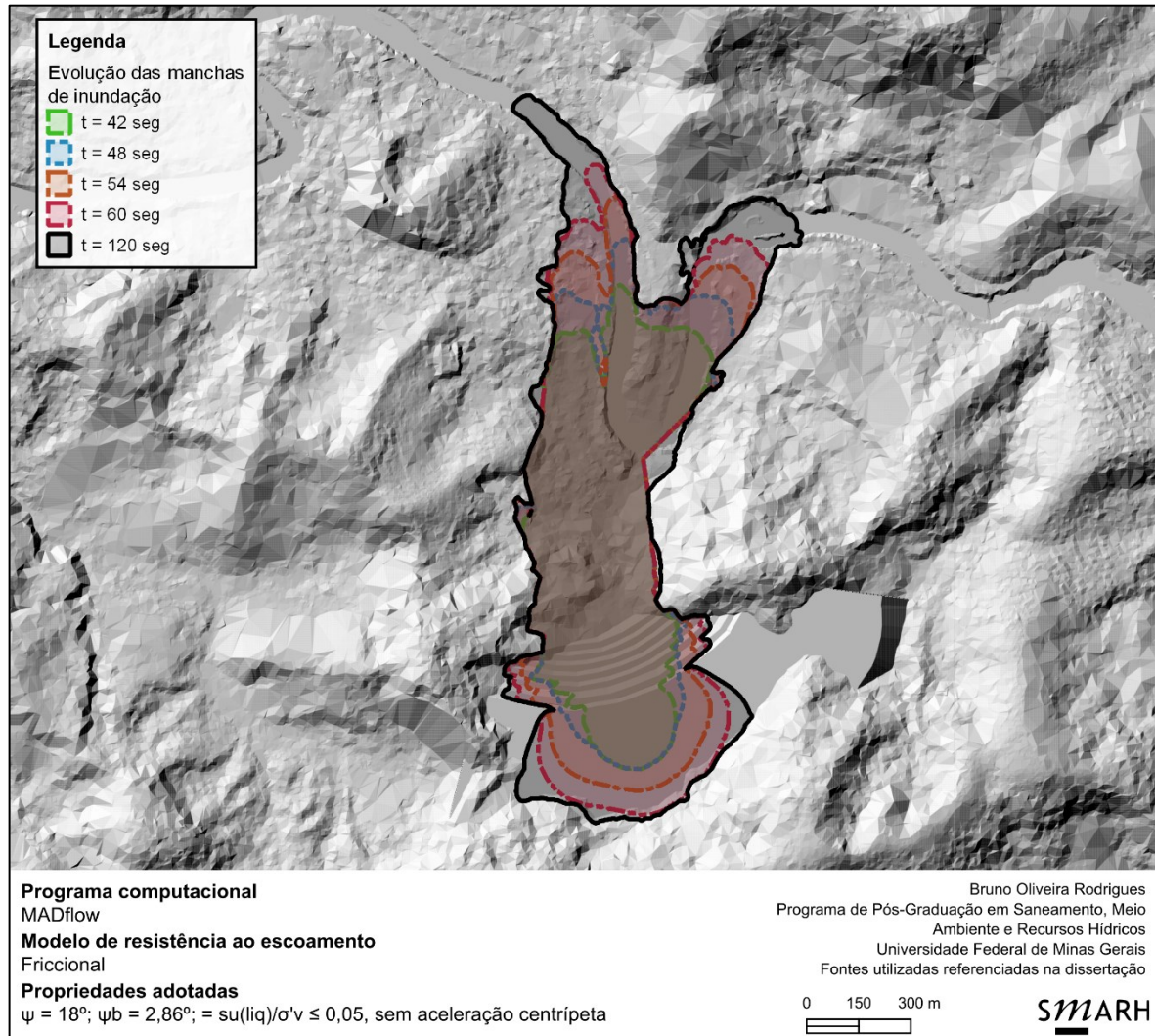


Fonte: Autoria própria, com modelagem no MADflow (2023)

Como pode ser evidenciado, a simulação MAD-1A original, sem a inclusão dos efeitos de aceleração centrípeta, apresentou um decaimento expressivo dos intervalos computacionais em dois momentos: entre 22 segundos e 47 segundos, e novamente entre 75 segundos e 111 segundos. Quando analisada a evolução das manchas de

inundação, percebe-se que, ao final do primeiro intervalo, a maior propagação lateral dos rejeitos começa a ser formada, como mapeada na Figura 44.

Figura 44 – Evolução temporal das manchas de inundação provenientes da simulação MAD-1A sem a incorporação da aceleração centrípeta (puramente friccional, $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,05$)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no MADflow (2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

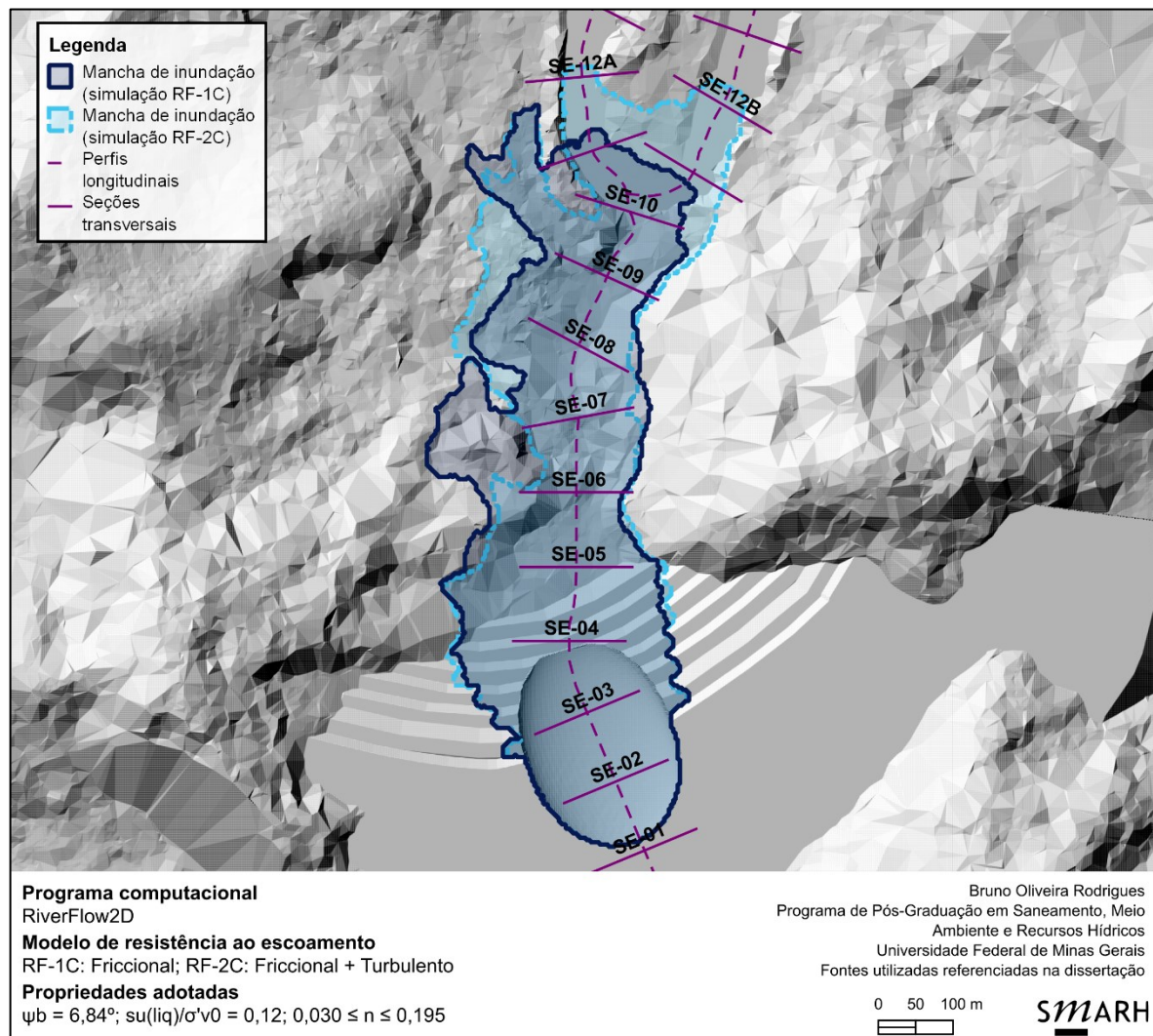
Por último, ressalta-se que as velocidades máximas de escoamento são globalmente maiores com a incorporação dos efeitos de aceleração centrípeta, como esperado.

5.5 Incorporação da turbulência

Em simulações hidrodinâmicas, as tensões friccionais atuantes nas camadas basais de movimentos de massa podem ser acrescidas de tensões devido à turbulência do escoamento. Os coeficientes de Manning e de Voellmy, introduzidos no subitem 3.6.4, podem ser utilizados para quantificar esse efeito.

Para a apresentação dos resultados das modelagens efetuadas com os componentes friccionais e turbulentos na quantificação da resistência do escoamento, consideram-se as simulações RF-1C e RF-2C, associadas à maior razão de resistência liquefeita. Como pode ser evidenciado na Figura 45, a simulação RF-2C se conforma melhor com as feições topográficas do terreno – em especial com os confinamentos próximos à seção SE-06 e cimeiras entre as seções SE-10 e SE-12A.

Figura 45 – Manchas de inundação obtidas para as simulações RF-1C (puramente friccional) e RF-2C (componentes de atrito e turbulência)

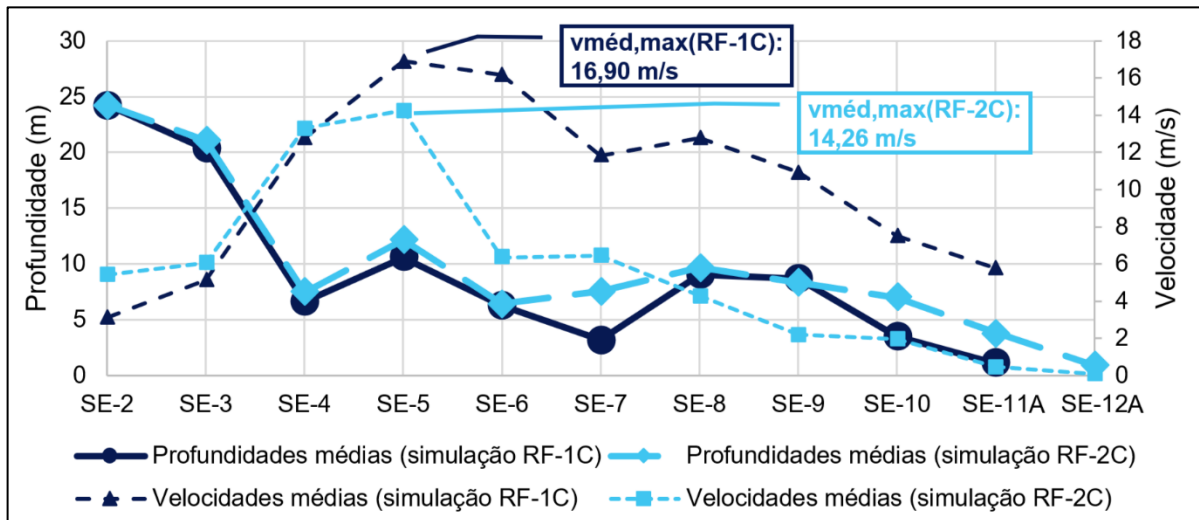


Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

A presença da turbulência como componente de resistência ao movimento de massa também auxilia na melhor distribuição das velocidades médias do escoamento. Como indicado no gráfico da Figura 46, a última seção transversal molhada da simulação RF-1C (SE-11A, aproximadamente 1 km a jusante da parte superior da massa inicial

deslizada) possui velocidade média de cerca de 6 m/s. Cerca de 80 m a jusante dessa seção, o escoamento cessa.

Figura 46 – Variação das profundidades médias e velocidades médias ao longo das seções transversais analisadas para as simulações RF-1C e RF-2C (puramente friccionais e com componentes de atrito e turbulência)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023)

Hungr (2017, p. 179) menciona que a propriedade de escoamentos puramente friccionais terem as tensões cisalhantes independentes da taxa de cisalhamento pode levar a velocidades atipicamente altas. De fato, em escoamentos com alta mobilidade, como os simulados neste trabalho, a desconsideração de efeitos de cisalhamento e de inércia – essa última propriedade medida indiretamente pelos coeficientes de Manning e Voellmy para escoamentos turbulentos – pode levar a magnitudes de velocidades incoerentemente elevadas.

Quando comparados os valores médios das máximas velocidades de escoamento registradas ao longo da simulação nas seções transversais a jusante da Pilha 1, o escoamento regido pelo modelo completamente friccional apresenta magnitude 54% maior do que o regido pelo coeficiente de Manning adicionalmente aos efeitos de atrito. No caso da turbulência regida pelo coeficiente de Voellmy, a redução observada foi de aproximadamente 76%. Essa redução é causada pela dependência das tensões aplicadas com a taxa de cisalhamento e pela contabilização dos efeitos de turbulência dependentes da velocidade do escoamento (Gray; Wieland; Hutter, 1999, p. 1860). McDougall (2017, p. 612), ao mencionar o modelo reológico de Voellmy, compara o

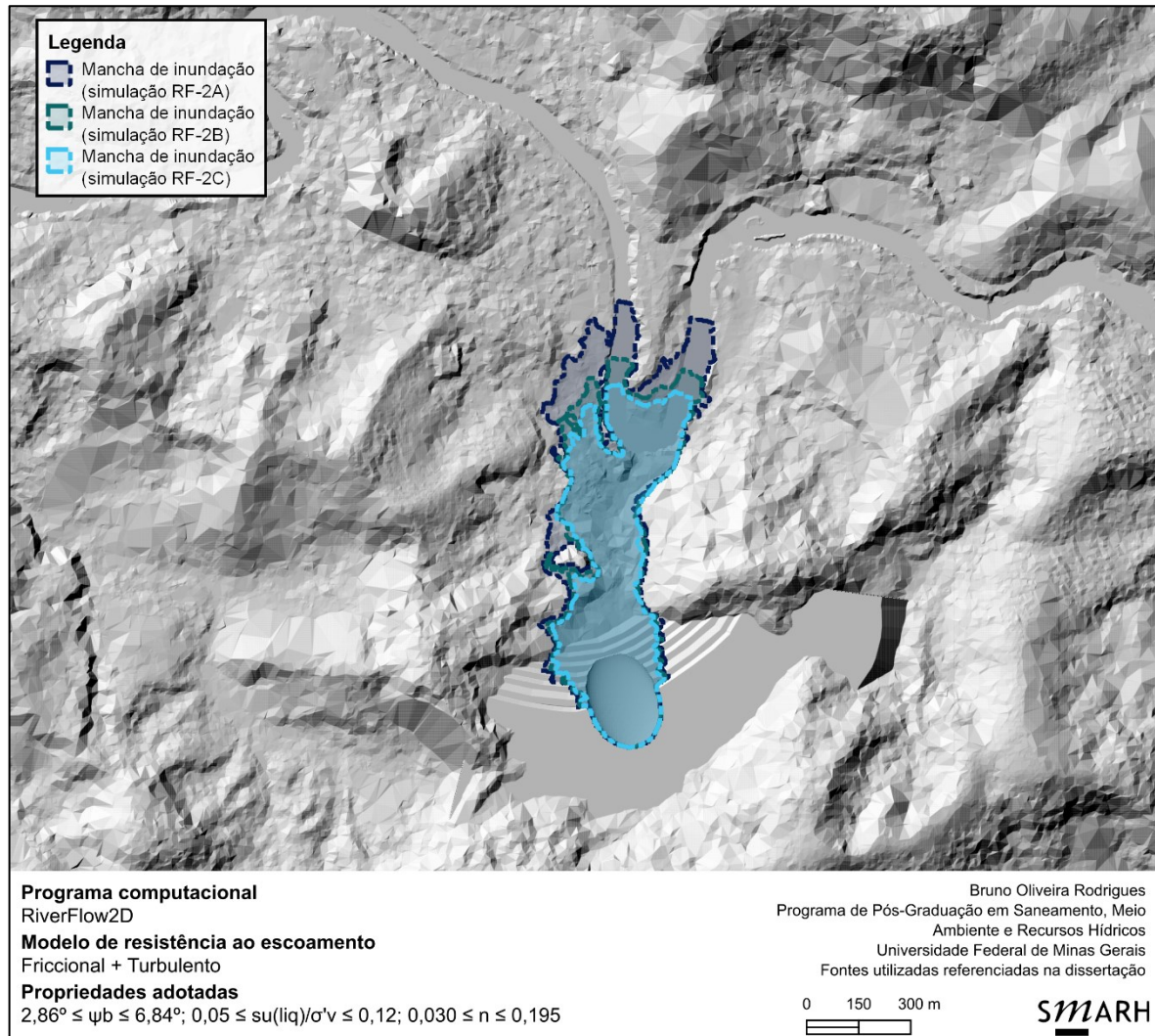
amortecimento das velocidades máximas com a limitação da velocidade de queda de um paraquedista pela resistência do ar.

Complementarmente, o decréscimo das velocidades médias interfere diretamente na contabilização do risco hidrodinâmico (como produto da profundidade e velocidade de escoamento); esse parâmetro é um importante componente em estudos de ruptura hipotética e cálculos de indicadores de danos médios anuais esperados e de benefícios em termos de danos evitados.

Para simulações com acréscimo de turbulência na contabilização da resistência ao escoamento, McDougall (2017, p. 612) também menciona a produção de depósitos de massas mobilizadas relativamente uniformes. Nas simulações realizadas para a Pilha 1, há notoriamente mais uniformidade na distribuição das profundidades de escoamento, que pode ser atrelada à dissipação mais controlada das porpressões. Há também menor discrepância entre as áreas de inundação nas simulações com adição de turbulência do que as friccionais, como demonstra a Figura 47.

Ainda, indica-se que as simulações desenvolvidas no MADflow com a relação de resistência ao escoamento de Voellmy forneceram resultados similares aos obtidos no RiverFlow2D em termos de profundidades e velocidades máximas de escoamento.

Figura 47 – Manchas de inundação obtidas para as simulações RF-2A, RF-2B e RF-2C (componentes de atrito e turbulência)



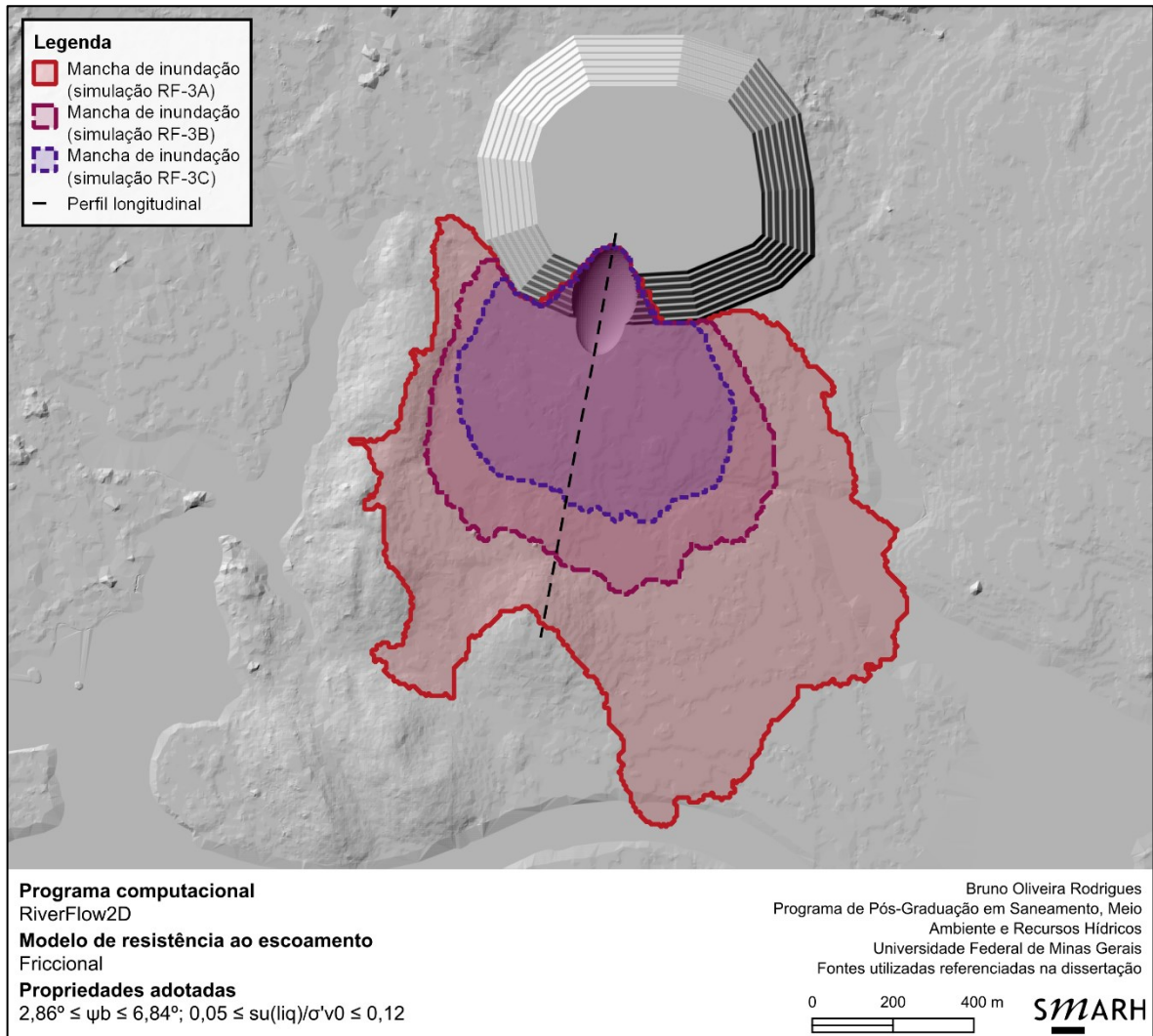
Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

5.6 Influência do relevo

Para analisar a influência do relevo em escoamentos de rejeitos provenientes de rupturas de pilhas de rejeito, considera-se a Pilha 2, cujo arranjo geométrico é nomeado bolo de noiva. Essa estrutura hipotética foi inserida em um relevo plano, sem feições topográficas distintas.

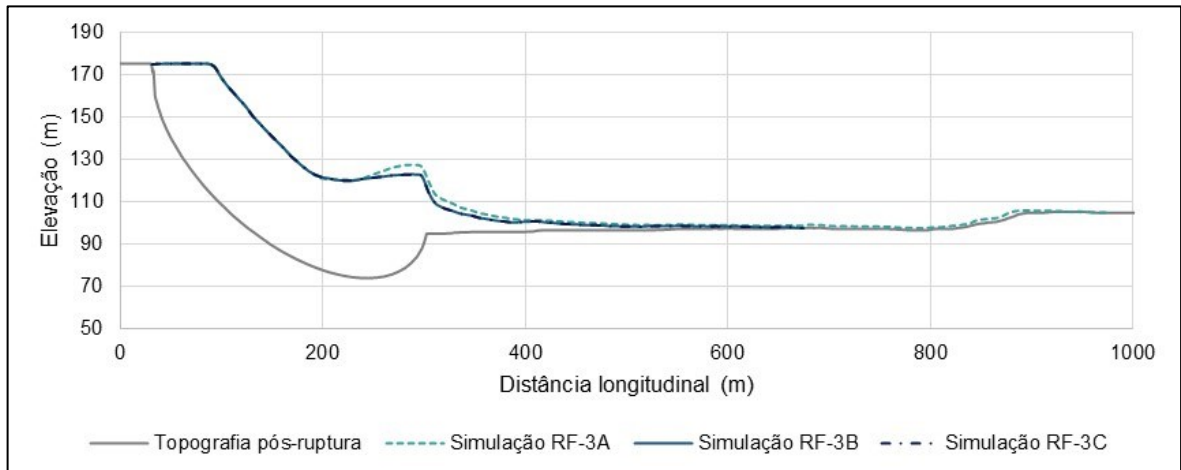
Tendo em consideração os cenários puramente friccionais RF-3A, RF-3B e RF-3C modelados no RiverFlow2D, a Figura 48 indica o mapa das manchas de inundação resultantes e a Figura 49 ilustra o perfil longitudinal com a variação das elevações máximas dos escoamentos provenientes da ruptura durante a simulação.

Figura 48 – Manchas de inundação obtidas para as simulações RF-3A, RF-3B e RF-3C (puramente friccionais)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Figura 49 – Perfil longitudinal de elevações máximas do escoamento para as simulações RF-3A, RF-3B e RF-3C (puramente friccionais)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023)

Como mencionado nos subitens 3.3.2 e 3.5.1, o relevo possui um papel importante na dinâmica de escoamentos geofísicos – ele dita a orientação das tensões controladas pela gravidade (McDougall, 2006, p. 19). Em terrenos planos e não confinados, essas tensões são menos predominantes, como discorrido no item 5.3; as tensões internas, representadas pelo coeficiente de empuxo lateral, são mais predominantes.

Para todas as simulações, é evidente o maior espalhamento lateral do escoamento de rejeitos se comparado com as manchas da Pilha 1. De acordo com a bibliografia consultada e com os resultados obtidos, pode-se concluir que o encontro da massa mobilizada com o terreno plano induz a ocorrência do estado ativo de empuxo lateral, associado à expansão da porção anterior do escoamento.

Adicionalmente, o alcance longitudinal da massa, evidenciado no eixo das abcissas da Figura 49, é notadamente menor para a Pilha 2 se comparado com a Pilha 1. Essa redução do alcance longitudinal para terrenos planos, mesmo com o fato de que os taludes das Pilhas 1 e 2 sejam de inclinação idêntica, é similar à constatada no estudo de deslizamentos não obstruídos de Corominas (1996, p. 266).

Há uma tendência de redução do alcance longitudinal com o aumento do ângulo de atrito aparente, tal como observado nos subitens anteriores. Entretanto, destaca-se que, entre os três cenários simulados, as diferenças entre as profundidades máximas de escoamento, indicadas na Figura 49, são significativamente menores se comparadas com as simulações dinâmicas desenvolvidas para a Pilha 1.

Ainda, a área de inundação ocupada pelas manchas é geralmente maior para a Pilha 2 se comparados os mesmos parâmetros utilizados para a Pilha 1, mesmo com a adição de turbulência.⁵³ A Tabela 27 demonstra o efeito do ângulo de atrito aparente sobre a área de inundação e como essa relação difere entre os vários grupos de simulação. Para os cenários que utilizam a relação de resistência ao escoamento

⁵³ A seção do trabalho de Ghahramani (2023, p. 18-43) sobre relações de área-volume utilizando barragens de rejeito, também publicado em Ghahramani *et al.* (2020), traz resultados semelhantes para escoamentos provenientes de rupturas de barragens de rejeito. Em geral, para um dado volume, a área de inundação para trajetos não confinados é menor se comparada com manchas de inundação em trajetos confinados.

puramente friccional, a redução da área inundada é mais pronunciada do que aqueles que agregam o componente de turbulência.

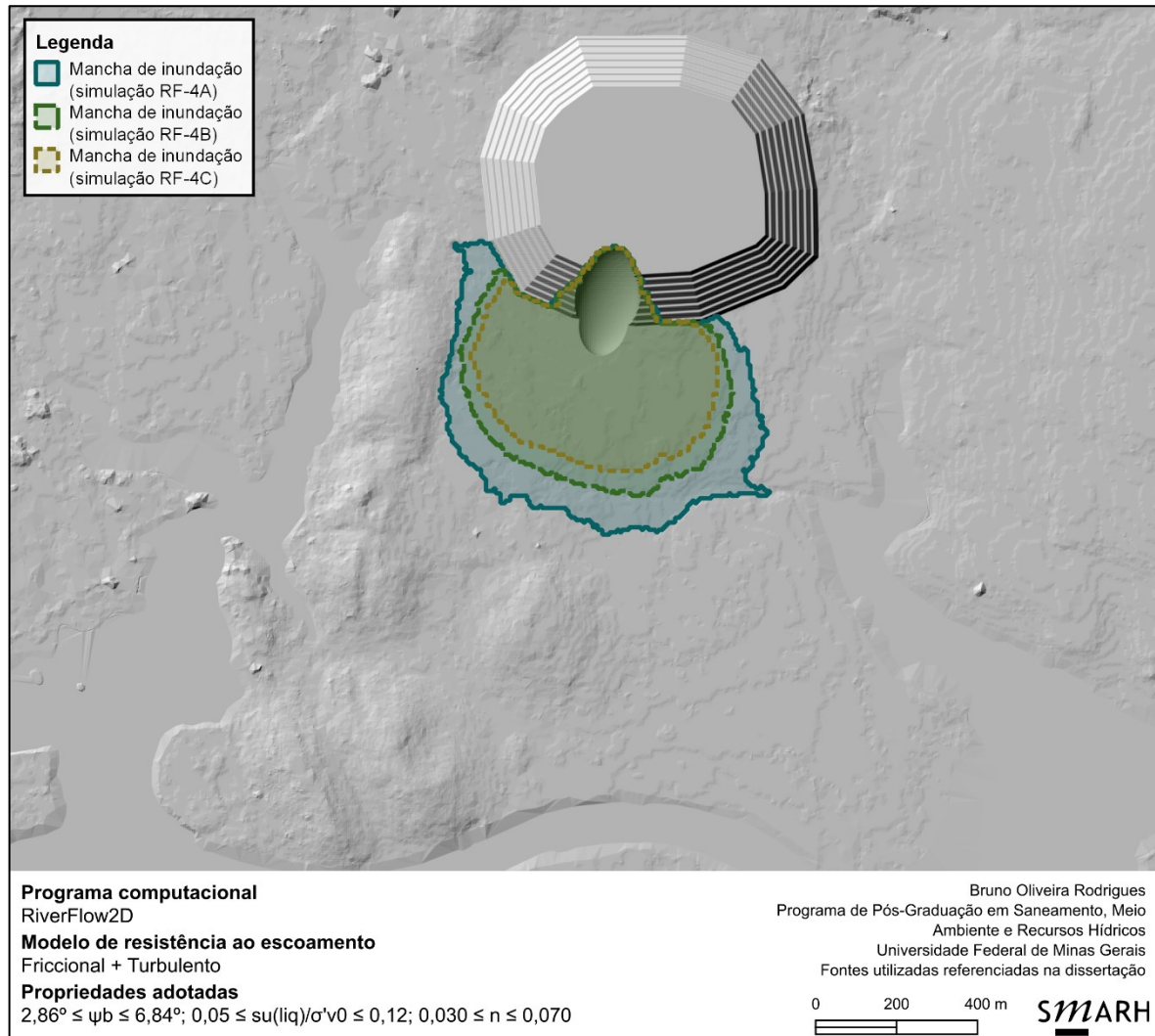
Tabela 27 – Magnitudes de área de inundação ocupadas pelo escoamento de rejeitos nas simulações das Pilhas 1 e 2 (RiverFlow2D)

Modelo de resistência	Friccional			Friccional + Turbulento		
	2,86	5,14	6,84	2,86	5,14	6,84
Ângulo de atrito aparente (°)	2,86	5,14	6,84	2,86	5,14	6,84
Área de inundação: Pilha 1 (m ²)	683.379	346.662	214.380	341.217	262.035	229.086
Área de inundação: Pilha 2 (m ²)	1.181.016	505.404	200.000	398.412	278.244	224.800

Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023)

A Figura 50 representa as manchas de inundação para as simulações da Pilha 2 considerando a adição da turbulência, onde comprova-se visualmente a redução das áreas planimétricas ocupada pelos rejeitos. Na análise de velocidades máximas em seções notáveis do escoamento, também se observaram médias menores quando o componente de turbulência era adicionado, como mencionado no item 5.5.

Figura 50 – Manchas de inundação obtidas para as simulações RF-4A, RF-4B e RF-4C (componentes de atrito e turbulência)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

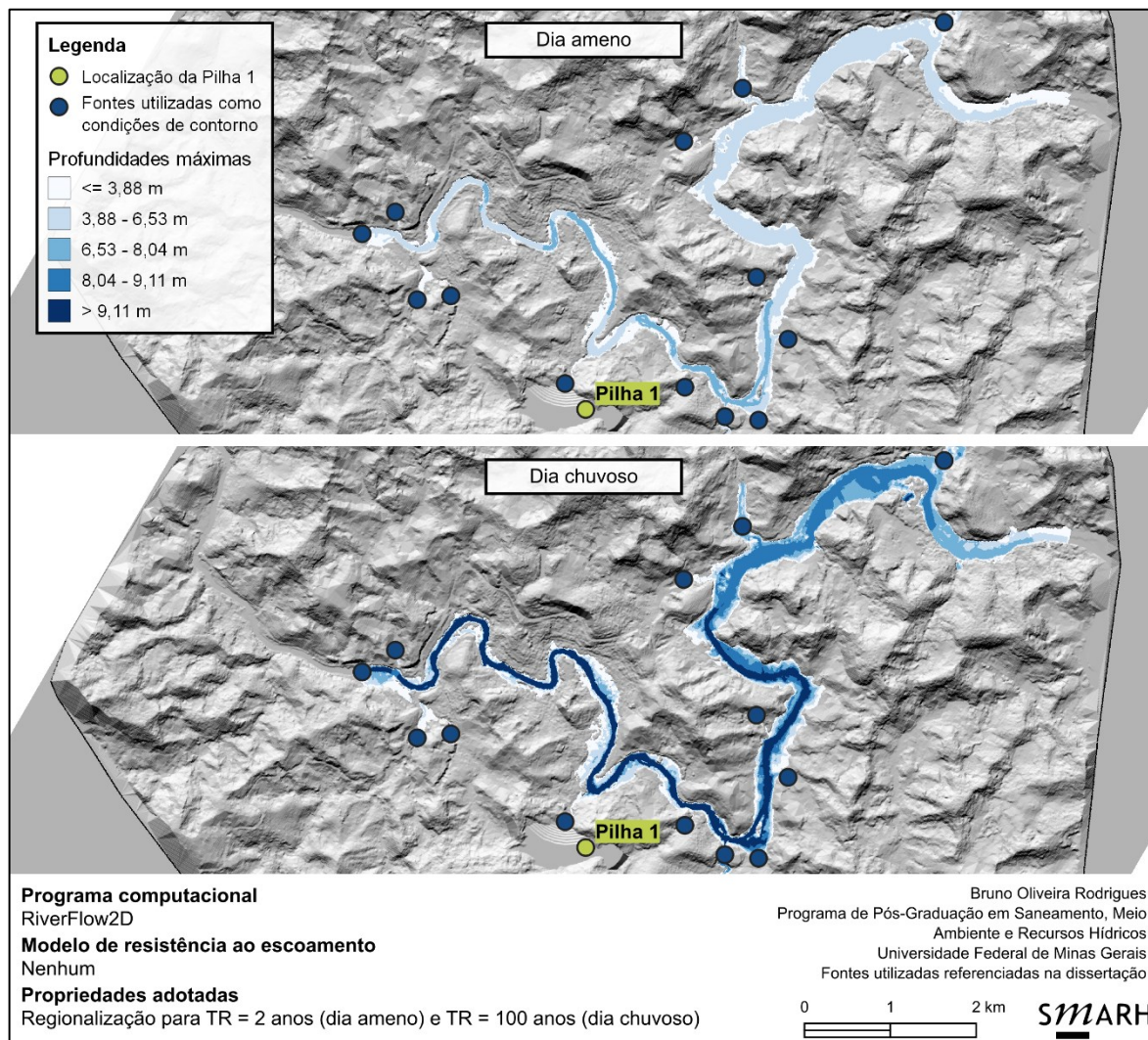
5.7 Mistura com corpos d'água

Para analisar o impacto da ruptura de uma pilha de rejeitos em cursos d'água foram empregados os métodos de obtenção das vazões indicados na Tabela 18. Em particular, foram utilizadas a regionalização hidrológica para determinação das vazões dos cursos d'água identificados ao longo da malha computacional e a modelagem hidrológica de trânsito de cheias para identificação do amortecimento no reservatório e das vazões defluentes pelo extravasor da barragem de contenção de sedimentos.

Em primeiro lugar, as vazões naturais relativas aos cursos d'água foram modeladas para os cenários ameno e chuvoso; a Figura 51 ilustra o resultado das modelagens,

com destaque para os gradientes de profundidades máximas obtidos para ambas as condições climatológicas.

Figura 51 – Profundidades máximas obtidas para as simulações das vazões naturais dos cursos d’água em ambos os cenários climatológicos de modelagem

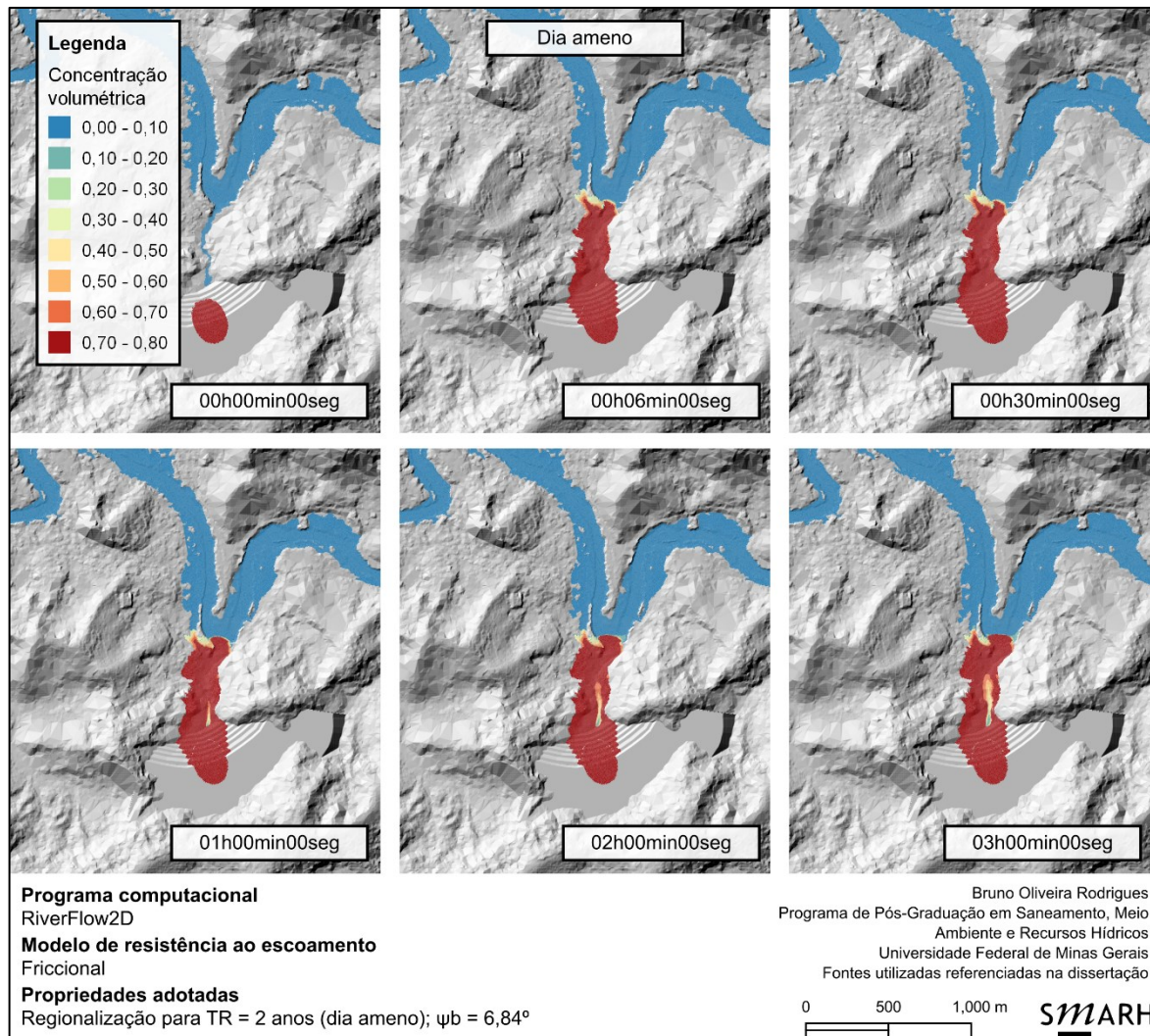


Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

A partir do estabelecimento do regime permanente de vazões registrado nessas simulações, as respectivas elevações do nível d’água foram tomadas como condições iniciais para a ruptura da Pilha 1. Como mencionado no capítulo 4, utilizou-se o módulo VP-MB do RiverFlow2D, que é capaz de atribuir áreas com diferentes características geotécnicas e concentrações volumétricas ao longo do domínio computacional.

Primeiramente, optou-se pela utilização do modelo friccional – a evolução da concentração volumétrica no espaço e no tempo é representada na Figura 52.

Figura 52 – Sequenciamento das magnitudes da concentração volumétrica para a ruptura da pilha de rejeitos no curso d'água para o cenário de modelagem de dia ameno (puramente friccionais)



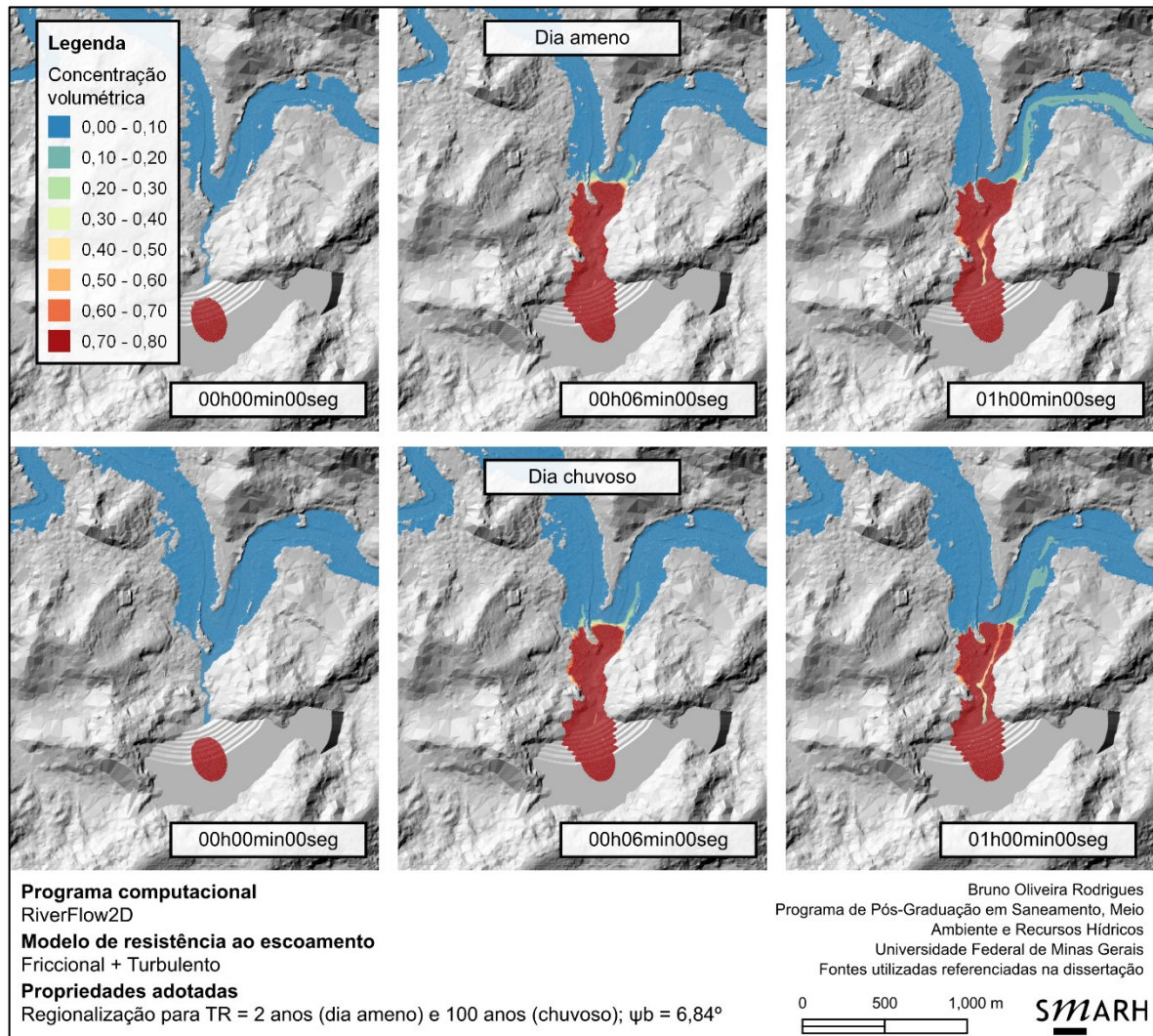
Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Como pode ser evidenciado, a simulação da ruptura da pilha pelo método friccional induz o deslizamento da massa até a confluência com o curso d'água principal, como já foi demonstrado pela Figura 35. Uma vez que a massa alcança a confluência, a mistura com a água é feita de maneira morosa; não há interações significativas entre o curso d'água e o escoamento de rejeitos. A partir de uma hora de simulação, o escoamento relativo ao curso d'água secundário, cuja fonte foi posicionada no pé da pilha de rejeitos, pode ser identificado.

A fim de identificar se a presença do componente turbulento traria diferença na representação da interação entre os escoamentos, efetuou-se a simulação com o modelo *Turbulent and Coulomb*. A Figura 53 demonstra a evolução das magnitudes

de concentração volumétrica do tempo inicial até uma hora de simulação para os cenários ameno e chuvoso.

Figura 53 – Sequenciamento das magnitudes da concentração volumétrica para a ruptura da pilha de rejeitos no curso d'água para ambos os cenários climatológicos de modelagem (componentes de atrito e turbulência)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

Com a presença da turbulência, há maior distribuição de parâmetros hidrodinâmicos do escoamento geofísico, como mencionado no item 5.5. Essa característica se replica na mistura do escoamento de rejeitos com cursos d'água – como pode ser evidenciado pela evolução da concentração volumétrica na Figura 53, a alta concentração de sedimentos da pilha de rejeitos se dissipa mais gradualmente no curso d'água. Assim, a inclusão da turbulência implica em influência mais significativa do escoamento de rejeitos para jusante se comparada com o modelo de resistência puramente friccional. Um ponto interessante é a maior dissipação do escoamento de

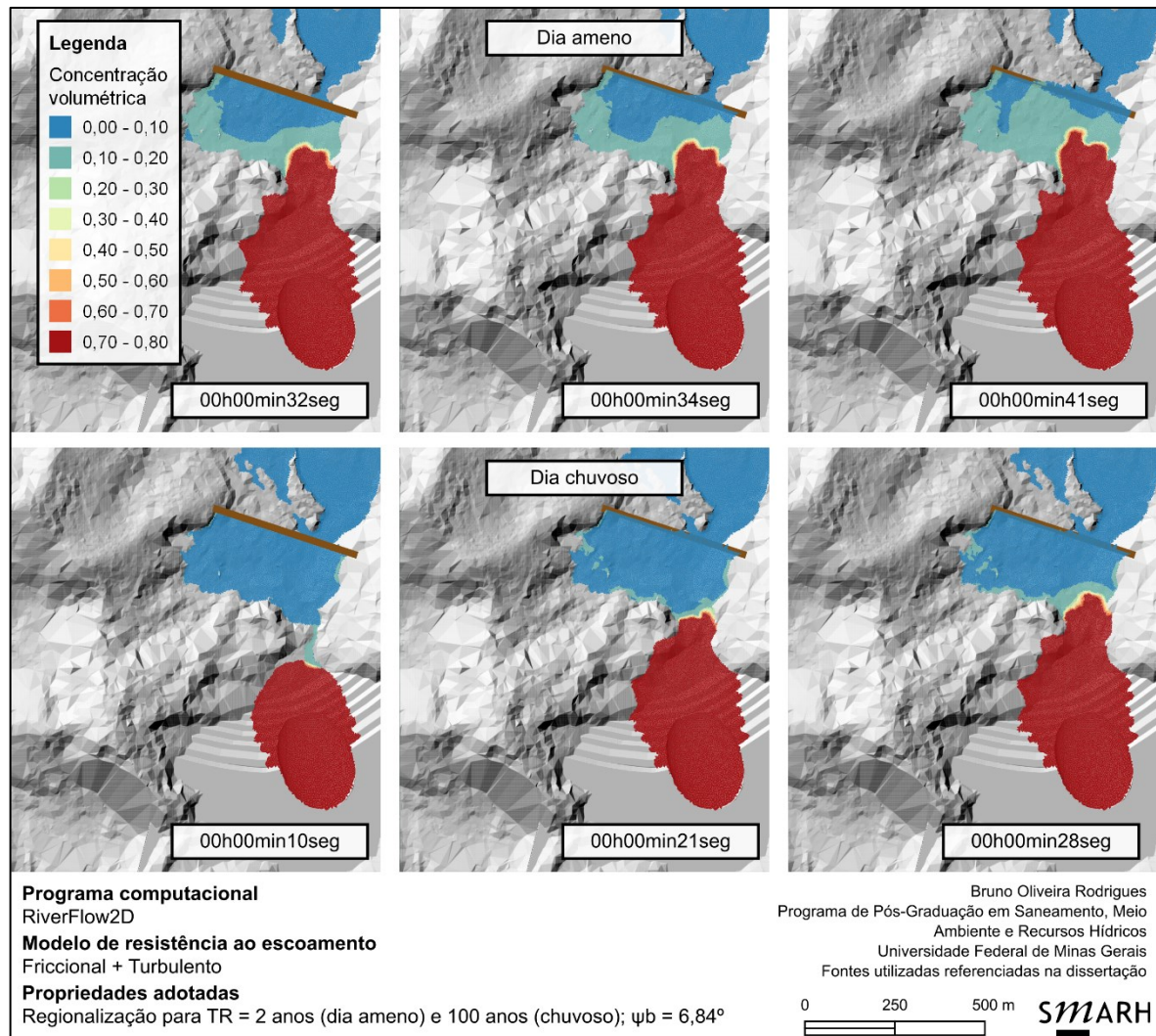
rejeitos no cenário chuvoso, referente à cheia natural severa, como também observado pela Figura 53.

A modelagem da ruptura da pilha de rejeitos no curso d'água evidencia a importante capacidade da evolução temporal da concentração volumétrica (e outras propriedades físicas e reológicas) de modelos hidrodinâmicos ao longo da malha computacional. Nesse sentido, outra funcionalidade interessante seria o acompanhamento da evolução da poropressão no escoamento geofísico por meio do ângulo de atrito aparente. Embora não presente no RiverFlow2D, há pacotes de modelagem que permitem simular o decaimento do ângulo de atrito de pico para residual e a manutenção da poropressão (Hung, 1995, p. 613), como mencionado no subitem 3.6.8.⁵⁴

Para o cenário com a presença da barragem de contenção de sedimentos, foram adotados o módulo *dam breach* do RiverFlow2D e as características volumétricas e locais explicadas no capítulo 4. O primeiro passo foi determinar, caso houvesse o galgamento, em quanto tempo seria evidenciada a primeira sobre-elevação no reservatório da barragem de contenção de sedimentos. A Figura 54 demonstra a evolução temporal dos quadros. A primeira coluna de mapas se refere a momentos antes do galgamento; a segunda coluna se refere ao primeiro tempo computacional com o galgamento da barragem; e a terceira coluna é o tempo computacional imediatamente após o galgamento. Reitera-se que, nessa etapa, ainda não foi considerada a ruptura da barragem. O nível d'água inicial no reservatório para os dois cenários é referente ao NA máximo *maximorum* atrelado à precipitação máxima provável, com bordas livres de 1,83 m e 1,07 m, conforme mencionado no capítulo 4.

⁵⁴ O exemplo de Aberfan (País de Gales), citado no Apêndice A, corrobora para o fenômeno de manutenção da poropressão – a mancha de inundação decorrente da ruptura da pilha de codisposição teve energia suficiente para galgar um pequeno aterro existente a montante da rodovia principal do vilarejo. Nesse sentido, Nash (1969, p. 87-88) estima que o ângulo de atrito dinâmico da mistura era inferior a 20° e que houve incremento das poropressões durante o escoamento, provavelmente devido à mistura com água.

Figura 54 – Sequenciamento da onda de inundação proveniente da ruptura da pilha de rejeitos no reservatório da barragem de contenção de sedimentos para ambos os cenários climatológicos de modelagem (componentes de atrito e turbulência)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

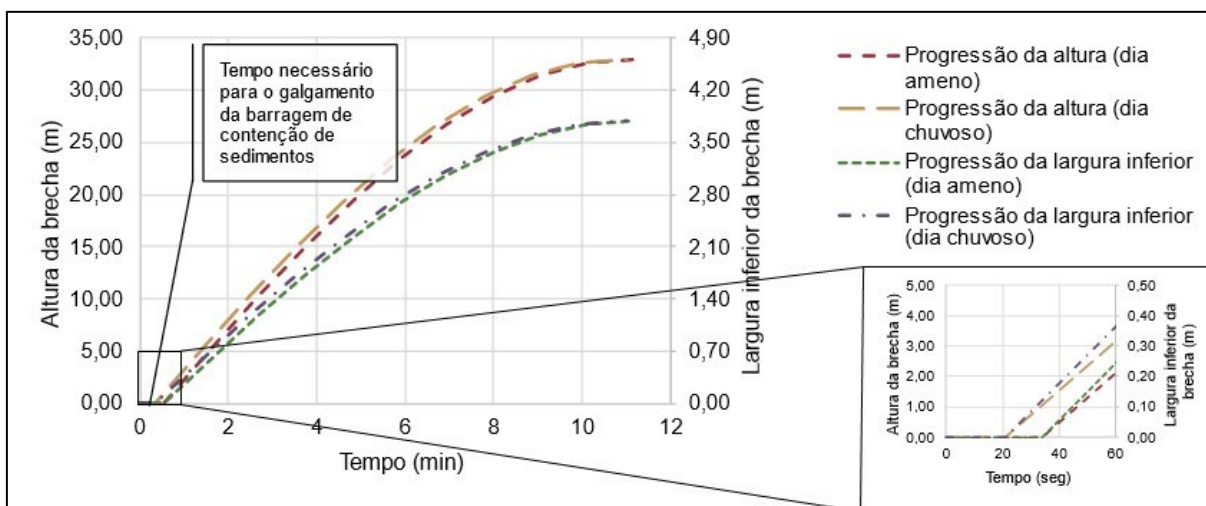
As durações necessárias para o galgamento da barragem são de 34 e 21 segundos, respectivamente, para os cenários ameno e chuvoso. A partir desses instantes, por simplificação, considerou-se que a brecha de ruptura já começaria a se formar – em outras palavras, considerou-se que o tempo de iniciação da brecha fosse nulo.⁵⁵

⁵⁵ Essa é uma simplificação que não retrata os fenômenos físicos em rupturas de barragens de terra por galgamento. Rigorosamente, há dois tempos relativos à evolução da brecha: o tempo de iniciação da brecha e o tempo de formação da brecha (Wahl, 1998, p. 8; Brunner, 2014, p. 10): enquanto o tempo de iniciação começa quando o primeiro escoamento sobre a barragem inicia alerta quanto à potencial falha da barragem, o tempo de formação da brecha é delimitado entre a primeira brecha do talude de montante da barragem até a brecha completamente se formar. Em simulações reais, o tempo de iniciação da brecha pode ser determinado por meio de equações que levam em consideração mecanismos de erodibilidade.

Indica-se, também, a capacidade do RiverFlow2D de representação da propagação da onda no reservatório da estrutura de contenção de sedimentos. Uma possível razão para essa fidedignidade é a inclusão da derivada temporal da velocidade nas equações de águas rasas – especificamente, no termo U_t da Equação 20. Segundo Brunner, Savant e Heath (2020, p. 6-15), a propagação de ondas em estruturas somente é computada com a inclusão de termos de aceleração nas equações de conservação de movimento.

Considerou-se o método de progressão sinoidal⁵⁶ ao longo do tempo de formação da brecha fornecido por Froehlich (2016), uma vez que esse forneceu resultados mais conservadores⁵⁷ em termos de pico do hidrograma de ruptura do que a progressão linear. A Figura 55 ilustra a evolução da brecha de ruptura inserida no RiverFlow2D para a simulação da ruptura sucessiva da pilha de rejeitos e da barragem de contenção de sedimentos. Destaca-se que, ao tempo de 10,6 minutos calculado pelo método de Froehlich (2016) para a formação da brecha, foram adicionados os intervalos de tempo de 34 e 21 segundos, respectivamente, para os cenários ameno e chuvoso, necessários para o galgamento da barragem de contenção.

Figura 55 – Progressão das brechas de ruptura da barragem de contenção de sedimentos para os cenários ameno e chuvoso



Fonte: Autoria própria, a partir da metodologia de Froehlich (2016)

⁵⁶ Esse método é caracterizado por uma progressão da brecha mais acentuada nos estágios iniciais de desenvolvimento, com um comportamento assemelhando-se ao primeiro quartil do ciclo de uma onda sinoidal (Bartles *et al.*, 2022). Assim, diferencia-se do método de progressão linear, onde a geometria da brecha se expande continuamente em uma taxa representada por uma equação aritmética do primeiro grau.

⁵⁷ Essa recomendação está presente em Colorado Division of Water Resources (2010, p. 28).

Assim, considerando o método simplificado de Froehlich (2016) e as características gerais da barragem indicadas na Tabela 18, foram calculados os parâmetros necessários para a completa caracterização da brecha, indicados na Tabela 28.

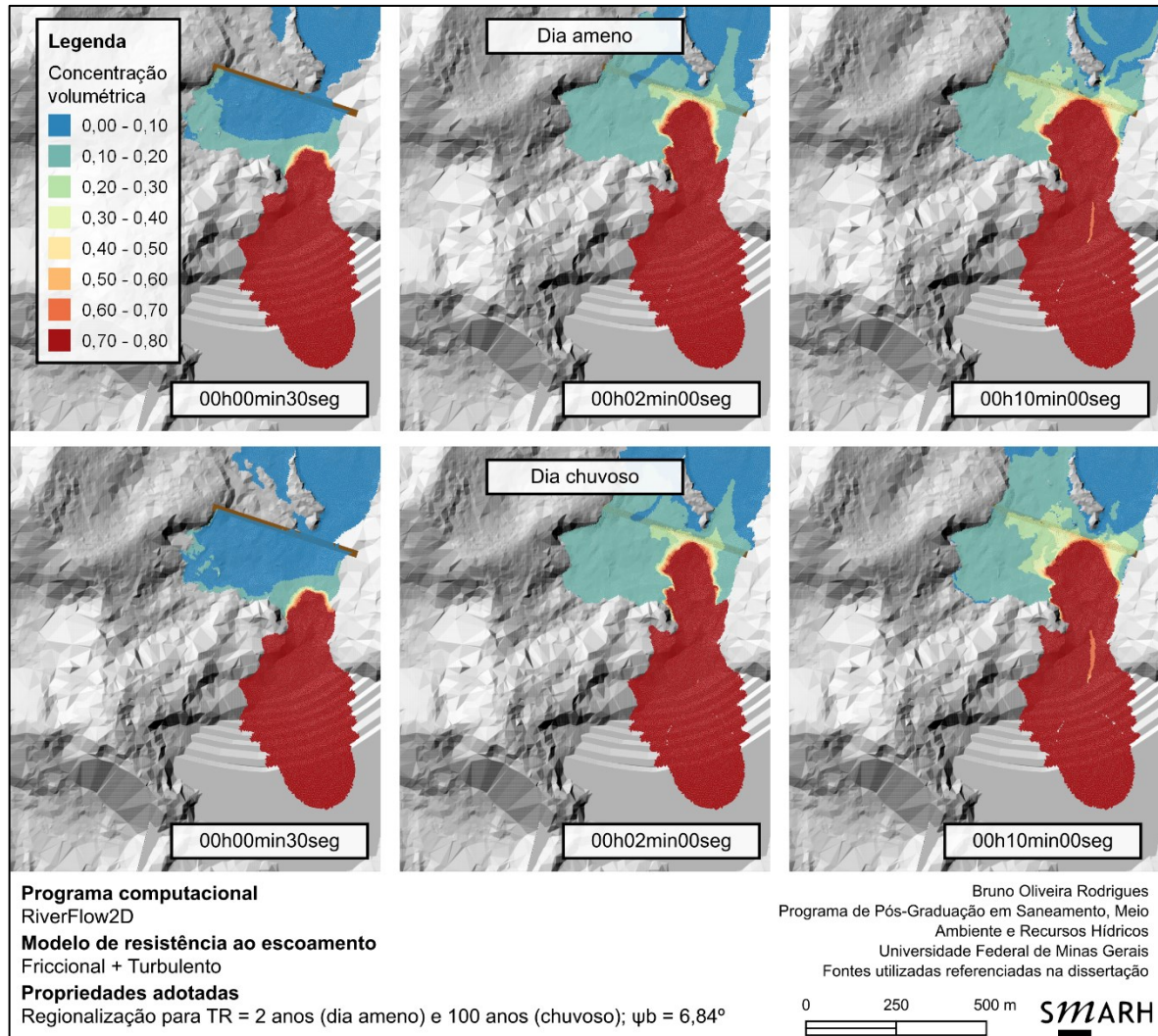
Tabela 28 – Valores para a brecha de ruptura da barragem de contenção de sedimentos

Modo de falha	Galgamento
Volume acima do fundo da brecha no momento da ruptura	1,2 x 10 ⁶ m ³
Coeficiente do modo de falha	1,5
Inclinação lateral da brecha	1H:1V
Largura média da brecha	36,78 m
Largura de fundo da brecha	3,78 m

Fonte: Autoria própria, a partir do método de Froehlich (2016)

Os resultados da modelagem da ruptura sucessiva da pilha de rejeitos e da barragem de contenção de sedimentos, nos dez primeiros minutos de simulação, são indicados na Figura 56. Após os dez minutos iniciais, a maior parte dos rejeitos provenientes do empilhamento permanece contida no reservatório da barragem, enquanto a água armazenada se esvazia pela brecha já completamente formada.

Figura 56 – Sequenciamento da ruptura em cascata da pilha de rejeitos e da barragem de contenção de sedimentos para ambos os cenários climatológicos de modelagem (componentes de atrito e turbulência)



Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

A Tabela 29 e a Tabela 30 indicam, respectivamente, as profundidades e velocidades máximas nas seções SE-09 e SE-10, situadas próximas ao pé da estrutura de contenção de sedimentos, e nas quatro seções subsequentes.⁵⁸ As tabelas englobam os cenários com a presença de corpos d'água e o modelo reológico que incorpora as resistências friccional e turbulenta (ou seja, para os cenários RF-7A, RF-7B, RF-8A e RF-8B). O cenário sem ruptura da pilha – ou seja, somente com as vazões referentes aos eventos pluviais – também foi adicionado (cenários RF-5A e RF-5B).

⁵⁸ Fazendo referência ao mapa da Figura 28, as quatro seções se referem às duas seções a montante (SE-11A e SE-11B) e às duas seções a jusante (SE-12A e SE-12B) da confluência do curso d'água interceptado pela pilha com o curso d'água principal.

Tabela 29 – Profundidades máximas (m) em seções notáveis para os cenários estudados com influência de corpos d'água

Seção	Condições meteorológicas	Ruptura da pilha		
		Não	Sim	Sim
		Presença de estrutura de contenção de sedimentos		
		Não (cenários RF-5)	Não (cenários RF-7)	Sim (cenários RF-8)
SE-09	Dia ameno	0,54	15,15	7,18
SE-10		6,26	11,13	7,21
SE-11A		6,26	7,07	7,53
SE-11B		6,23	6,87	7,26
SE-12A		6,24	7,16	7,49
SE-12B		6,07	6,74	7,60
SE-09	Dia chuvoso	4,11	16,06	7,29
SE-10		9,96	15,08	10,66
SE-11A		9,95	11,67	11,06
SE-11B		9,95	11,79	10,79
SE-12A		9,91	12,29	10,91
SE-12B		9,68	11,00	10,62

Fonte: Autoria própria

Tabela 30 – Velocidades máximas (m/s) em seções notáveis para os cenários estudados com influência de corpos d'água

Seção	Condições meteorológicas	Ruptura da pilha		
		Não	Sim	Sim
		Presença de estrutura de contenção de sedimentos		
		Não (cenários RF-5)	Não (cenários RF-7)	Sim (cenários RF-8)
SE-09	Dia ameno	0,66	18,41	8,08
SE-10		1,85	7,79	9,20
SE-11A		1,84	1,50	4,92
SE-11B		1,37	3,02	3,69
SE-12A		2,66	2,60	4,00
SE-12B		1,78	1,81	4,48
SE-09	Dia chuvoso	0,71	6,37	7,91
SE-10		1,46	5,43	4,93
SE-11A		3,17	3,09	4,52
SE-11B		2,03	3,03	3,20
SE-12A		3,49	5,05	4,53
SE-12B		4,14	2,85	2,74

Fonte: Autoria própria

A análise dos resultados das simulações com a presença de cursos d'água evidencia algumas observações importantes. Em primeiro lugar, há incremento considerável das profundidades e velocidades máximas com a ruptura da pilha de rejeitos, a despeito da presença da estrutura de contenção de sedimentos. Em segundo lugar, as maiores velocidades de escoamento registradas próximas ao pé da barragem hipotética foram registradas sem a presença dessa estrutura de contenção de sedimentos. Esse fato sugere que o reservatório da barragem serve como potencial amortecedor das vazões provenientes do deslizamento da pilha. Não obstante, os 220 dm³ disponíveis para amortecimento de cheias não foram suficientes para impedir o galgamento da estrutura.

Adicionalmente, se comparados os cenários ameno e chuvoso, percebe-se que, no curso d'água interceptado pela pilha de rejeitos, as velocidades de escoamento são também maiores quando há menores vazões antecedentes. A seção SE-09 possui velocidades de escoamento quase triplicadas no cenário ameno quando comparadas com o cenário chuvoso. Esse fato também sugere a importância do amortecimento das vazões nos processos de atenuação do hidrograma (Chow; Maidment; Mays, 1988, p. 245). Obviamente, a profundidade de escoamento em todos os cenários foi maior no período chuvoso se comparada com as alturas no período ameno.

Os resultados propostos sugerem que projetos de estruturas de contenção de sedimentos a jusante de pilhas de rejeito que seguem métodos convencionais de determinação de borda livre podem ser insuficientes. Em outras palavras, mesmo com o dimensionamento do sistema extravasor da estrutura de contenção de sedimentos para precipitações máximas prováveis e o cálculo do trânsito de cheias que considera borda livre superior a um metro para arrebentação das ondas eólicas e absorção de recalques do maciço, esse espaço foi insuficiente e causou o galgamento da estrutura.

Com base nesses resultados, três sugestões preliminares podem ser citadas quanto à estrutura de contenção de sedimentos:

- Que essa estrutura seja projetada ou adequada considerando materiais e altura suficientemente apropriados para comportar a massa mobilizada proveniente de uma ruptura hipotética da pilha de rejeitos;

- Que essa estrutura seja projetada a uma distância suficientemente segura da pilha de rejeitos, de modo que a sobre-elevação de seu reservatório em caso de falha da pilha de rejeitos seja minimizada; e
- Que o maciço dessa estrutura seja dimensionado considerando material galgável, e que estudos de campo sejam promovidos de maneira a garantir a inexistência de pessoas, edificações e equipamentos na mancha de inundação.

Ressalta-se que, em quaisquer opções, estudos de credibilidade de modos de falha e efeito e análises de sensibilidade de parâmetros de modelagem, como indicadas no subitem 3.4.3, são fortemente aconselhados. Ainda, reforça-se que haja sinergia na elaboração dos projetos da pilha de rejeitos e da estrutura de contenção de sedimentos, como recomendam Needs e Elmer (2022).

5.8 Equações empíricas

Os resultados provenientes de modelagens hidrodinâmicas proporcionam a oportunidade da aplicação e validação das formulações empíricas para predição de alcance de deslizamentos, discorridas no subitem 3.5.1. Para todas as equações, foram considerados os resultados das simulações realizadas no RiverFlow2D.

A exemplo do desenho ilustrativo de uma massa mobilizada, indicado na Figura 13, foram traçados perfis longitudinais de alcance do escoamento ao longo do trajeto de maior alcance dos rejeitos. Em seguida, foram calculados as alturas de queda, os ângulos de alcance e as áreas planimétricas ocupadas pela mancha de inundação. A Tabela 31 retrata essas magnitudes.

Tabela 31 – Quocientes de altura de queda e comprimento percorrido da massa mobilizável H/L , ângulos de alcance α e áreas de inundação para as simulações desenvolvidas no RiverFlow2D

Simulação	Comprimento L (m)	Altura de queda H (m)	Relação H/L (adim.)	Ângulo de alcance α calculado ($^\circ$)	Área de inundação (m^2)
RF-1A	2116,3	130,9	0,062	3,54	683.379
RF-1B	1316,2	130,9	0,099	5,68	346.662
RF-1C	1007,6	130,9	0,130	7,40	214.380
RF-2A	1335,2	130,9	0,097	5,60	341.217
RF-2B	1173,7	130,9	0,112	6,37	262.035
RF-2C	1095,6	130,9	0,119	6,81	229.086

Simulação	Comprimento L (m)	Altura de queda H (m)	Relação H/L (adim.)	Ângulo de alcance α calculado (°)	Área de inundação (m ²)
RF-3A	945,0	70,5	0,075	4,27	1.181.016
RF-3B	767,0	78,0	0,102	5,81	505.404
RF-3C	643,0	78,0	0,121	6,92	315.432
RF-4A	662,0	77,5	0,117	6,68	398.412
RF-4B	588,0	77,7	0,132	7,53	278.244
RF-4C	542,0	78,0	0,143	8,16	224.800

Fonte: Autoria própria, com modelagem no RiverFlow2D (Hydronia, 2023)

As magnitudes indicadas na Tabela 31 ressaltam o que foi apresentado nos itens anteriores: o menor alcance longitudinal e o maior ângulo de alcance para simulações cuja razão de resistência liquefeita é maior; a redução da área de inundação conforme o ângulo de atrito aparente aumenta; e a menor diferença no comprimento, altura de queda e área de inundação entre simulações com componentes turbulentos.

Considerando as magnitudes de volume mobilizável já apresentadas na Tabela 23, procedeu-se para o cálculo das relações teóricas H/L , de acordo com as regressões logarítmicas ou exponenciais apresentadas pelos autores indicados na Tabela 8. Assim, a partir de um dado volume, calculou-se o quociente H/L teórico fornecido pelas equações. A Tabela 32 indica os valores obtidos de H/L .

Especificamente, o método de Rickenmann (1999) fornece solução algébrica de H/L intrinsecamente dependente de uma das variáveis H ou L . Assim, considerou-se que, para os resultados de H/L calculados, as alturas de queda H fossem iguais a 130,9 m e 76,6 m, respectivamente, para as Pilhas 1 e 2. Na equação de Hunter e Fell (2003), considerou-se que não havia curvatura dos taludes da pilha e calcularam-se os ângulos imediatamente a jusante da fonte deslizada de 2,009° e 0,001°, nessa sequência, para as Pilhas 1 e 2.

A partir dos resultados das relações H/L provenientes dos métodos empíricos, calculou-se o erro relativo médio por meio da comparação com o ângulo de alcance observado nas modelagens dinâmicas. A Tabela 33 fornece as magnitudes dos erros relativos médios; porcentagens negativas indicam superestimativa dos métodos empíricos e porcentagens positivas indicam subestimativa das mesmas formulações.

Tabela 32 – Estimativas de H/L a partir do volume mobilizável para cada uma das estruturas de rejeito analisadas

Método de predição de escoamento	Scheidegger (1973)	Tianchi (1983 apud McDougall, 2006)	Corominas (1996) †									Rickenmann (1999)	Hunter e Fell (2001) ‡		White et al. (2023)	
			Todos	ET, todos	ET, obstruídos	ET, não obstruídos	ED, todos	ED, obstruídos	ED, canalizados	ED, não obstruídos	FT, todos		FT, obstruídos	CF-NCF		CF
Pilha 1 $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,05$ $V = 1,73 \times 10^6 \text{ m}^3$	0,444	0,513	0,265	0,261	0,325	0,228	0,215	0,189	0,175	0,215	0,224	0,083	0,121	0,179	0,150	0,303
Pilha 1 $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,09 \text{ ou } 0,12$ $V = 9,87 \times 10^5 \text{ m}^3$	0,484	0,559	0,278	0,271	0,335	0,238	0,228	0,201	0,186	0,228	0,232	0,090	0,132	0,179	0,150	0,322
Pilha 2 Todos os casos $V = 2,14 \times 10^6 \text{ m}^3$	0,429	0,497	0,260	0,257	0,321	0,224	0,211	0,185	0,171	0,211	0,220	0,081	0,107	0,160	0,130	0,296

† No método de Corominas (1996), ET: escorregamentos translacionais; ED: escoamentos de detritos; FT: fluxos de terra

‡ No método de Hunter e Fell (2001), CF-NCF: trajetos confinados e não confinados; CF: trajetos confinados (média a alta mobilidade), à referência da Figura 15.

Fonte: Autoria própria

Tabela 33 – Erros relativos das relações *H/L* provenientes de métodos empíricos e de modelagem dinâmica

Simulação	<i>H/L</i> proveniente da modelagem dinâmica	Scheidegger (1973)	Tianchi (1983 apud McDougall, 2006)	Corominas (1996) †										Rickenmann (1999)	Hunter e Fell (2001) ‡		White et al. (2023)
				Todos	ET, todos	ET, obstruídos	ET, não obstruídos	ED, todos	ED, obstruídos	ED, canalizados	ED, não obstruídos	FT, todos	FT, obstruídos		CF-NCF	CF	
RF-1A	0,062	615%	728%	327%	321%	424%	268%	247%	205%	182%	247%	261%	34%	95%	189%	142%	389%
RF-1B	0,099	348%	418%	167%	164%	228%	130%	117%	91%	77%	117%	126%	-16%	22%	81%	52%	206%
RF-1C	0,130	241%	295%	104%	101%	150%	75%	66%	46%	35%	65%	72%	-36%	-7%	38%	15%	133%
RF-2A	0,097	399%	476%	186%	180%	246%	146%	135%	107%	92%	135%	140%	-8%	37%	84%	55%	232%
RF-2B	0,112	332%	399%	148%	142%	199%	113%	104%	80%	66%	103%	108%	-20%	18%	60%	34%	188%
RF-2C	0,119	307%	370%	133%	128%	182%	100%	92%	69%	56%	91%	95%	-25%	11%	50%	26%	171%
RF-3A	0,075	472%	562%	247%	243%	328%	199%	181%	147%	128%	181%	194%	8%	42%	113%	73%	295%
RF-3B	0,102	321%	387%	155%	152%	214%	120%	106%	81%	68%	106%	116%	-21%	5%	57%	27%	190%
RF-3C	0,121	255%	311%	115%	113%	165%	85%	74%	53%	41%	74%	82%	-33%	-12%	32%	7%	145%
RF-4A	0,117	267%	325%	122%	120%	174%	92%	80%	58%	46%	80%	88%	-31%	-9%	37%	11%	153%
RF-4B	0,132	225%	276%	97%	95%	143%	70%	60%	40%	30%	60%	67%	-39%	-19%	21%	-2%	124%
RF-4C	0,143	200%	247%	82%	80%	124%	57%	47%	29%	20%	47%	54%	-44%	-25%	12%	-9%	107%
Média		332%	400%	157%	153%	215%	121%	109%	84%	70%	109%	117%	-19%	13%	64%	36%	195%

† No método de Corominas (1996), ET: escorregamentos translacionais; ED: escoamentos de detritos; FT: fluxos de terra

‡ No método de Hunter e Fell (2001), CF-NCF: trajetos confinados e não confinados; CF: trajetos confinados (média a alta mobilidade), à referência da Figura 15.

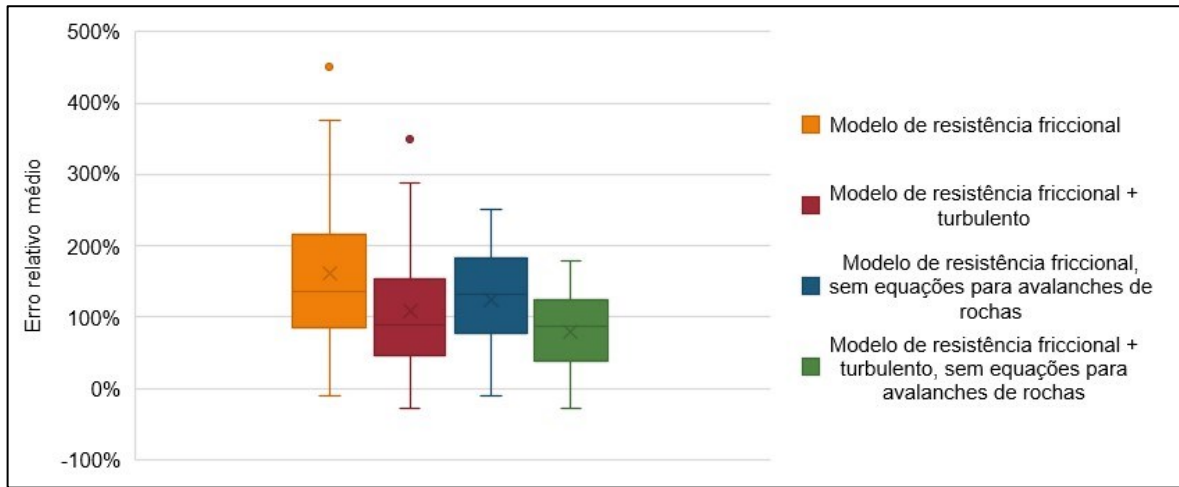
Fonte: Autoria própria

Percebe-se que, em geral, não há concordância entre os resultados derivados das equações empíricas para predição do ângulo de alcance e aqueles provenientes das simulações dinâmicas. Para os métodos que foram originalmente designados para a predição de avalanches de terra, verificou-se o maior erro relativo de predição de ângulo de alcance em comparação com aquele obtido nas modelagens dinâmicas.

Em contraste, os métodos que mais se adequaram às modelagens dinâmicas foram os de Corominas (1996), para fluxos de terra em trajetos obstruídos, e de Rickenmann (1999). Entretanto, enquanto aquele pode ser estimado unicamente pela magnitude do volume mobilizado, esse exige a inserção de uma das variáveis do ângulo de alcance – o comprimento longitudinal ou a altura de queda – para sua resolução algébrica. Quando métodos empíricos são empregados, principalmente em fases preliminares de estudos de ruptura hipotética, como mencionado no subitem 3.5.1, esses dados podem não ser disponíveis. Ademais, percebe-se pior aderência do método de Corominas (1996) para fluxos de terra em trajetos obstruídos nos resultados da Pilha 2 – isso ocorre, evidentemente, pelo fato de essa estrutura ter sido construída em relevo plano, sem constrictões topográficas.

Houve distinção de acurácia das modelagens empíricas quando o componente de turbulência do escoamento era ativado. Como percebe-se no diagrama de caixa da Figura 57, as médias dos erros relativos para os modelos dinâmicos sem e com a inclusão do componente de turbulência em relação às equações empíricas foram de, respectivamente, 160% e 110%. Com a exclusão dos valores atípicos atribuídos às avalanches de rochas, as médias diminuem para 110% e 80%, aproximadamente.

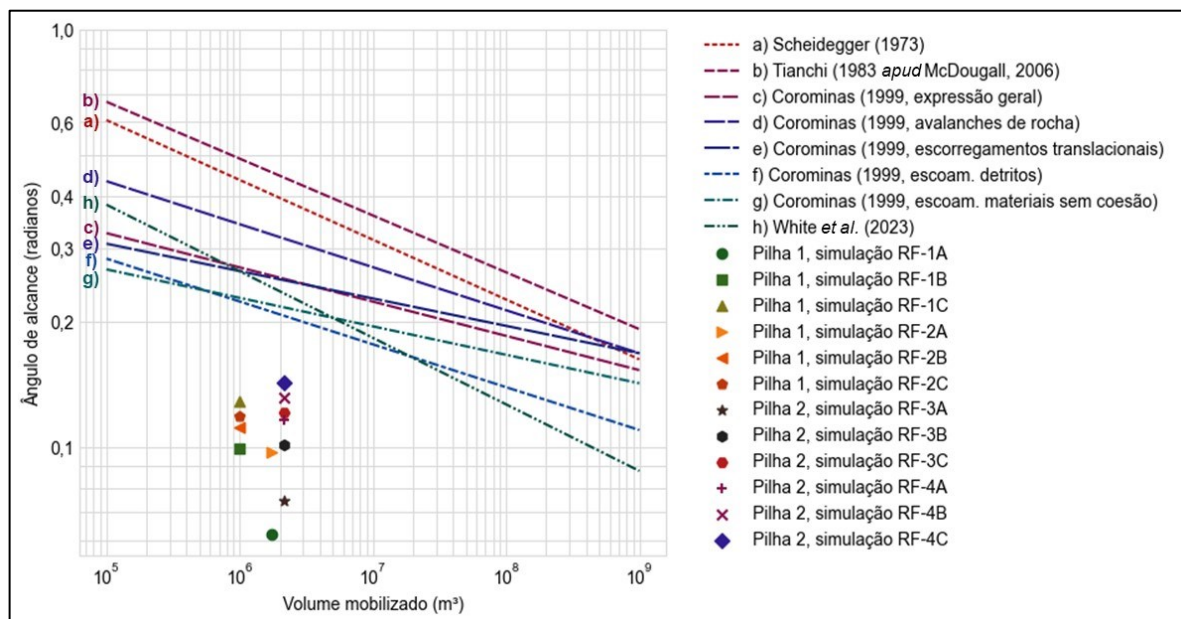
Figura 57 – Variações dos erros relativos médios de acordo com o modelo de resistência friccional



Fonte: Autoria própria

Em uma análise similar à executada por McDougall (2006, p. 197), foi construído um gráfico que relaciona o volume mobilizado pelo ângulo de alcance do deslizamento. Presente na Figura 58, ele compara as relações empíricas dependentes do volume da massa deslizante com os resultados das modelagens dinâmicas. Nesse tipo de análise, é evidente que, para as magnitudes de volume mobilizado das Pilhas 1 e 2, há distanciamento significativo entre o ângulo de alcance obtido nas modelagens dinâmicas e o previsto pelas equações empíricas.

Figura 58 – Relação do volume mobilizado pelo ângulo de alcance para as equações empíricas dependentes do volume mobilizável e contraste com o ângulo de alcance proveniente de simulações empíricas para as Pilhas 1 e 2



Fonte: Autoria própria

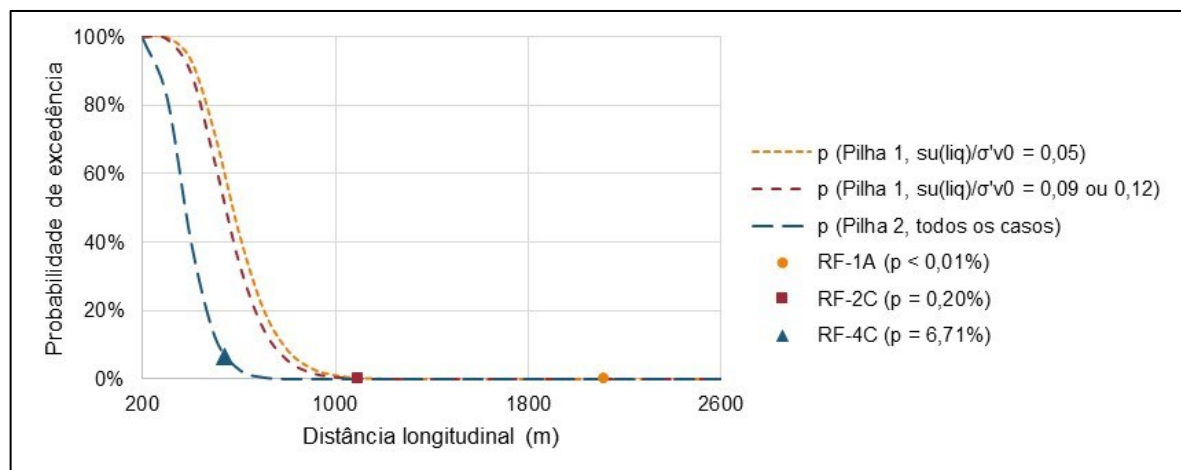
Especificamente para escoamentos derivados de rupturas de pilhas de mineração, o banco de dados de Golder Associates (1995), utilizado em White *et al.* (2023), também comprova um distanciamento em relação aos resultados das modelagens dinâmicas das Pilhas 1 e 2. De acordo com a análise de sobrevivência feita por White *et al.* (2023) e mencionada no subitem 3.5.1, a Tabela 34 e a Figura 59 indicam as magnitudes de probabilidade de excedência e as curvas de funções de sobrevivência para as simulações dinâmicas.

Tabela 34 – Valores de probabilidade de excedência para as distâncias longitudinais alcançadas nas simulações dinâmicas

Pilha 1		Pilha 2	
Simulação	Probabilidade de excedência	Simulação	Probabilidade de excedência
RF-1A	<0,01%	RF-3A	0,01%
RF-1B	0,01%	RF-3B	0,17%
RF-1C	0,55%	RF-3C	1,40%
RF-2A	0,03%	RF-4A	1,02%
RF-2B	0,08%	RF-4B	3,35%
RF-2C	0,20%	RF-4C	6,71%

Fonte: Autoria própria, com base no método de White *et al.* (2023)

Figura 59 – Curvas de funções de sobrevivência para a mobilidade dos escoamentos de rejeitos das Pilhas 1 e 2



Fonte: Autoria própria, com base no método de White *et al.* (2023)

Percebe-se que a integridade das distâncias percorridas pelos escoamentos dos rejeitos, em ambos os relevos e em ambas as configurações reológicas, é associada a probabilidades de excedência menores que 10%. Isso indica que o comportamento do escoamento dos rejeitos analisado é atrelado a grandes mobilidades se comparado

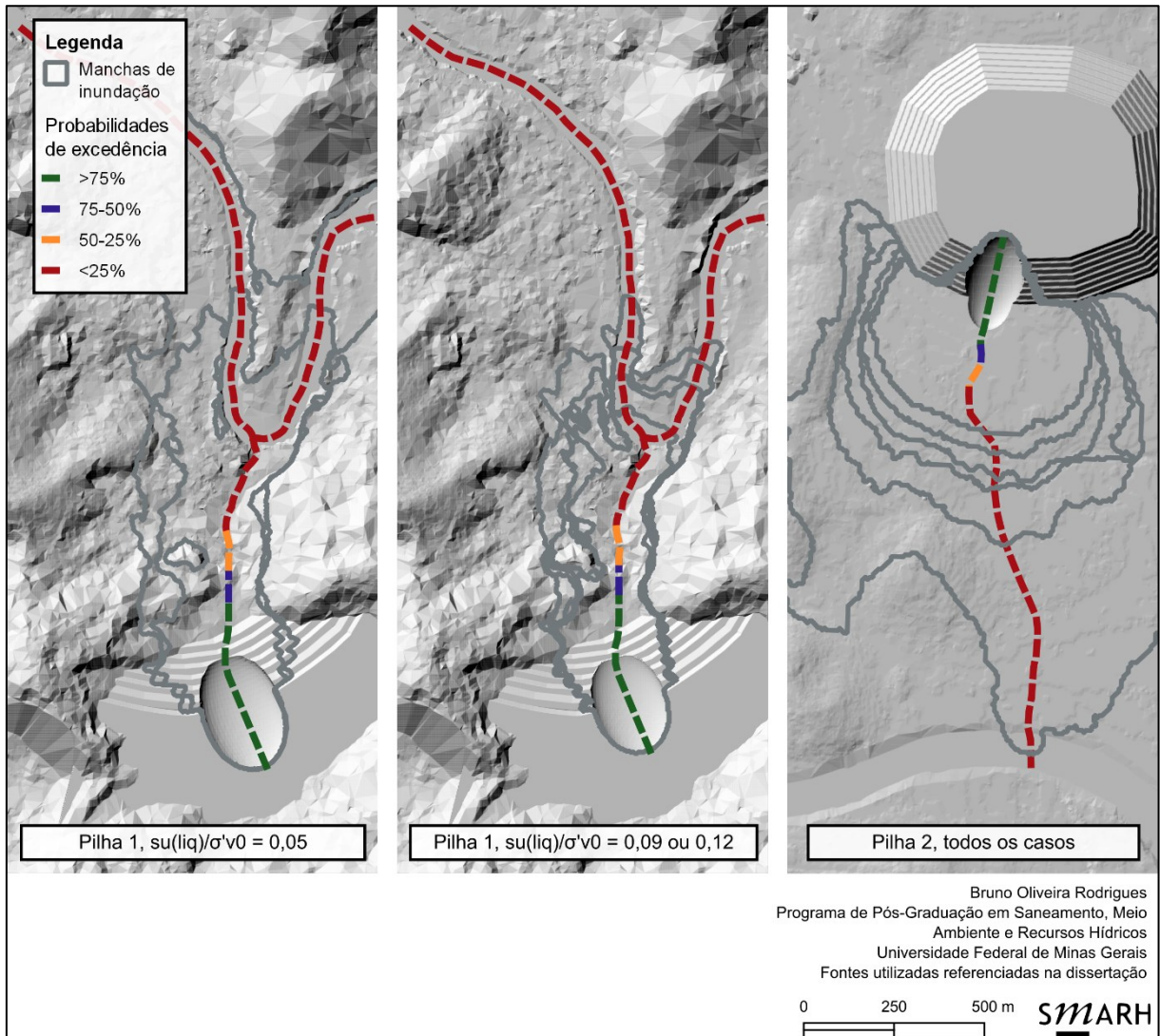
com os escoamentos provenientes de rupturas de pilhas de mineração relatados em Golder Associates (1995). Com efeito, dos 44 casos reportados por Golder Associates (1995), apenas 15, ou 34%, foram associados a modos de falha rotacionais (no maciço ou na fundação).

White *et al.* (2023), ao analisarem o escoamento proveniente da ruptura da pilha de codisposição de estéreis e rejeitos de Aberfan (País de Gales) (não incluída no banco de dados original), estimaram que a probabilidade de excedência, calculada pela função de sobrevivência sugerida, foi inferior a 1%.⁵⁹ Os autores mencionam que a granulometria mais fina do depósito de Aberfan e a presença de detritos de falhas anteriores no trajeto do escoamento auxiliaram na alta mobilidade.

Para fins de comparação, a Figura 60 contrasta as manchas de inundação obtidas com os intervalos de probabilidade de ocorrência calculados por White *et al.* (2023).

⁵⁹ Os autores consideraram o caminho sem confinamento topográfico; com confinamento topográfico, a probabilidade de excedência seria aproximadamente 5% (White *et al.*, 2023, p. 236).

Figura 60 – Mapa dos alcances das manchas de inundação em contraste com as probabilidades de excedência calculadas



Fonte: Autoria própria, com base no método de White *et al.* (2023), modelagens no RiverFlow2D (Hydronia, 2023) e elaboração do mapa no QGIS (QGIS.org, 2023)

A explicação para a ineficiência dos modelos empíricos de representarem o alcance do escoamento nessas condições topográficas, para esses volumes mobilizáveis e sob esses parâmetros de escoamento, pode ser, ao menos parcialmente, creditada à elevada distância de percurso excessiva relativa. De fato, o modelo empírico clássico que utiliza o ângulo de 32° como representativo do atrito do material mobilizado frequentemente subestima o comprimento longitudinal alcançado, especialmente se os escoamentos são saturados (Griswold, 2004, p. 18).

A equação da distância de percurso relativa excessiva original, proposta por Hsü (1975) com o ângulo de atrito de 32° , foi modificada para os ângulos de atrito aparentes inseridos na modelagem a fim de avaliar a aderência dos resultados. A

Tabela 35 indica as distâncias de percurso excessiva e excessiva relativa com base em diferentes valores de ângulos de atrito. Valores negativos de distância de percurso excessiva indicam superestimativa e valores positivos indicam subestimativa.

Tabela 35 – Valores da distância de percurso excessiva L_e e distância de percurso excessiva relativa L_r do escoamento de rejeitos para ângulos de atrito notáveis

Simulação	Ângulo de atrito $\phi = 32^\circ$		Ângulos de atrito aparente $\phi_b = 2,62^\circ, 5,14^\circ$ e $6,82^\circ$	
	Distância de percurso excessiva L_e original (m)	Distância de percurso excessiva relativa L_r original	Distância de percurso excessiva L_e modificada (m)	Distância de percurso excessiva relativa L_r modificada
RF-1A	1906,8	910%	-502,6	-19%
RF-1B	1106,7	528%	-138,2	-10%
RF-1C	798,1	381%	-83,2	-8%
RF-2A	1125,7	538%	-1280	-49%
RF-2B	960,4	458%	-285,6	-20%
RF-2C	887,4	423%	5,3	0%
RF-3A	832,2	738%	-465	-33%
RF-3B	642,2	514%	-99,7	-12%
RF-3C	518,2	415%	-7,0	-1%
RF-4A	538	434%	-888,0	-57%
RF-4B	463,7	373%	-275,3	-32%
RF-4C	417,7	336%	-105,5	-16%

Fonte: Autoria própria, com base nas formulações de Hsü (1975) e Corominas (1996)

À exceção da simulação RF-4C, as simulações relativas ao ângulo de atrito aparente de $6,82^\circ$ são associadas a distâncias relativas excessivas próximas a zero. Essa aproximação indica compatibilidade entre o ângulo de alcance da simulação e o ângulo de atrito aparente inserido como formulação de resistência ao escoamento.

Os resultados da Tabela 35 guardam uma relação estritamente mecânica de massa mobilizável, uma vez que atribuem unicamente ao ângulo de atrito a resistência ao escoamento (Sassa, 1988, p. 38). Entretanto, o ângulo de alcance resultante das modelagens dinâmicas leva em consideração não somente efeitos do atrito da superfície, mas também de componentes como turbulência, resistências internas e poropressões do material mobilizado. Similarmente, as equações de distância de

percurso excessiva obtidas por Golder Associates (1995, p. 11), pertinentes às áreas deposicionais dos escoamentos de resíduos de mineração estudados pelos autores, não guardaram relações satisfatórias, uma vez que não distinguem claramente entre classes morfológicas presentes no caminho mobilizado.

A última análise de equações empíricas se refere à aplicação de formulações que abrangem o volume mobilizado com a área planimétrica ocupada pelo escoamento geofísico. Essas equações foram indicadas na Tabela 8 e guardam uma relação de proporcionalidade entre diferentes magnitudes de volume, como indicado no subitem 3.5.1.

Similarmente às relações de estimativa do ângulo de alcance, a Tabela 36 e a Tabela 37 indicam as estimativas das áreas planimétricas de inundação para diferentes autores e os erros relativos quando comparadas com as áreas provenientes da simulação dinâmica, respectivamente.

Tabela 36 – Estimativas de área planimétrica inundada (em 10^5 m^2) a partir do volume mobilizável para cada uma das estruturas de rejeito analisadas

Método de predição de área inundada	Hungr (1981)	Tianchi (1983 apud Ghahra-mani, 2023)	Hungr e Evans (1993)	Iverson, Schilling e Vallance (1998)	Griswold e Iverson (2008)	Ghahra-mani (2023)
Pilha 1 $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,05$ $V = 1,73 \times 10^6 \text{ m}^3$	2,88	2,73	1,73	28,83	2,88	11,53
Pilha 1 $s_u(\text{liq})/\sigma'_{v0} = 0,09 \text{ ou } 0,12$ $V = 9,87 \times 10^5 \text{ m}^3$	1,98	1,98	1,19	19,83	1,98	7,93
Pilha 2 Todos os casos $V = 2,14 \times 10^6 \text{ m}^3$	3,32	3,08	1,99	33,18	3,32	13,27

Fonte: Autoria própria

Tabela 37 – Erros relativos das áreas planimétricas provenientes de métodos empíricos e de modelagem dinâmica

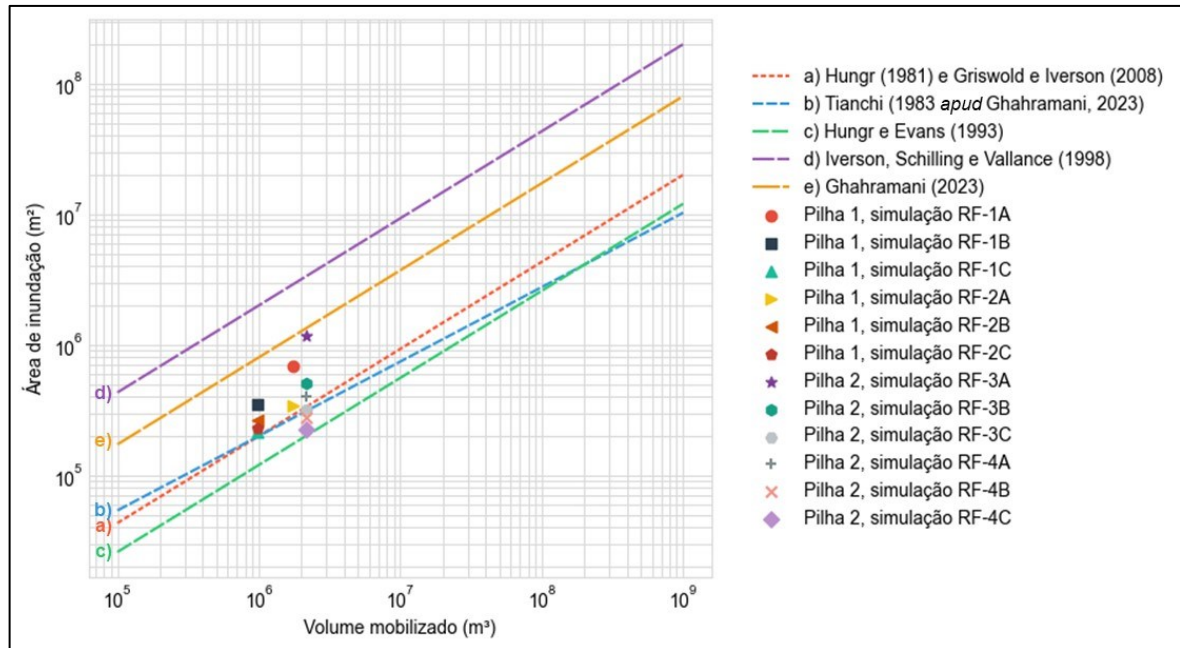
Simulação	Área planimétrica proveniente da modelagem dinâmica (m ²)	Hungr (1981)	Tianchi (1983 <i>apud</i> Ghahramani, 2023)	Hungr e Evans (1993)	Iverson, Schilling e Vallance (1998)	Griswold e Iverson (2008)	Ghahramani (2023)
RF-1A	683.379	-58%	-60%	-75%	322%	-58%	69%
RF-1B	346.662	-43%	-43%	-66%	472%	-43%	129%
RF-1C	214.380	-7%	-7%	-44%	825%	-7%	270%
RF-2A	341.217	-16%	-20%	-49%	745%	-16%	238%
RF-2B	262.035	-24%	-24%	-55%	657%	-24%	203%
RF-2C	229.086	-13%	-13%	-48%	766%	-13%	246%
RF-3A	1.181.016	-72%	-74%	-83%	181%	-72%	12%
RF-3B	505.404	-34%	-39%	-61%	556%	-34%	163%
RF-3C	315.432	5%	-2%	-37%	952%	5%	321%
RF-4A	398.412	-17%	-23%	-50%	733%	-17%	233%
RF-4B	278.244	19%	11%	-28%	1092%	19%	377%
RF-4C	224.800	48%	37%	-11%	1376%	48%	490%
Média		-18%	-21%	-51%	723%	-18%	229%

Fonte: Autoria própria

Surpreendentemente, as equações que mais se adequaram às áreas de inundação provenientes das modelagens dinâmicas foram aquelas elaboradas por Hungr (1981) e Tianchi (1983 *apud* Ghahramani, 2023) para avalanches de rocha, bem como a feita por Griswold e Iverson (2008) para escoamentos geofísicos diversos. A disparidade dos resultados obtidos no RiverFlow2D com aqueles obtidos pela fórmula de Ghahramani (2023) indica a diferença dos mecanismos que regulam os escoamentos provenientes de rupturas de barragens de contenção de rejeito e aqueles derivados de rupturas de pilhas de deposição de rejeito filtrado.

O gráfico da Figura 61 ilustra as ordens de grandeza de área de inundação e volume mobilizado para as cinco equações estudadas. Percebe-se que a maior parte das simulações dinâmicas resultou em áreas de inundação entre aquelas estudadas por Griswold e Iverson (2008) e por Ghahramani (2023). De fato, quando fixadas as áreas de inundação e volume mobilizável na Equação 18, o coeficiente c médio era de 29,3, como indicado na Tabela 38.

Figura 61 – Relação do volume mobilizado pela área de inundação para as equações empíricas e contraste com as áreas planimétricas provenientes de simulações empíricas para as Pilhas 1 e 2



Fonte: Autoria própria

Tabela 38 – Coeficiente c de mobilidade do escoamento para as simulações dinâmicas

RF-1A	RF-1B	RF-1C	RF-2A	RF-2B	RF-2C	RF-3A	RF-3B	RF-3C	RF-4A	RF-4B	RF-4C	Mé-dia
47,3	34,5	21,6	23,7	26,4	23,1	71,1	30,4	19,0	24,0	16,8	13,6	29,3

Fonte: Autoria própria

Em geral, os métodos empíricos avaliados se constituem em métodos simples, com menores esforço computacional e dispêndio de tempo no fornecimento de magnitudes de ângulo de alcance e área planimétrica inundada. Os diagramas que relacionam os resultados das modelagens dinâmicas com as funções empíricas propostas por diferentes autores constituem meios visuais interessantes para comparações e discussões.

Entretanto, para os casos de escoamentos de rejeitos liquefeitos analisados neste trabalho, os resultados das equações empíricas foram insuficientes na predição do ângulo de alcance e na área planimétrica. Observaram-se discrepâncias entre erros relativos de diferentes simulações, associadas ao mesmo volume mobilizável; essas diferenças foram mais pronunciadas nos modelos de resistência ao escoamento baseados unicamente no ângulo de atrito. Assim, quando confirmada susceptibilidade à liquefação da massa mobilizável, a aplicabilidade de métodos empíricos deve ser

considerada com cautela. Como mencionado no subitem 3.5.1, é necessária a compatibilidade entre os fenômenos estudados pelo autor da equação empírica e os analisados no estudo de ruptura hipotética. Em uma análise de compatibilidade, fatores como o tipo de fenômeno, a magnitude de volume, o grau de mobilidade e o confinamento do trajeto podem ser considerados.

Por último, foram comparadas as soluções das proposições de Jeyapalan (1980) e Lucia (1981) para escoamentos de rejeito com os alcances das massas mobilizáveis provenientes das modelagens hidrodinâmicas. Nenhum resultado foi satisfatório – há limitações dessas equações quanto a complexidades topográficas e incorporação de efeitos de gravidade e inércia no escoamento.

6 CONCLUSÕES

O presente trabalho analisou diferentes métodos de representação de escoamentos de rejeitos provenientes de rupturas hipotéticas de pilhas.

O referencial teórico abrangeu diferentes características de escoamentos geofísicos. Fatores como confinamento topográfico, poropressão, empuxo lateral e componentes reológicos foram contextualizados para modelagens numéricas desses fenômenos. A ocorrência da liquefação também foi discutida e contemplada como mecanismo de propagação da massa mobilizável principal durante as modelagens efetuadas no presente trabalho. Métodos empíricos e analíticos de predição do escoamento foram pormenorizados, realçando principais contribuições utilizadas no meio técnico e recomendadas por diretrizes de estudos de ruptura hipotética.

Os resultados e discussões levantadas evidenciaram o papel de cada variável de entrada na modelagem: o ângulo de atrito como norteador do componente friccional; a presença da turbulência na desaceleração mais gradual do escoamento; a mediação do empuxo lateral, cujos coeficientes controlam a expansão e a contração lateral do escoamento; a incorporação da aceleração centrípeta, que pode agregar estabilidade à modelagem; e o relevo, que dita a contribuição relativa das tensões internas e gravitacionais no escoamento.

Os ângulos de atrito dinâmico e aparente foram variáveis de entrada principais nas modelagens dinâmicas. As magnitudes entre $2,86^\circ$ e $6,84^\circ$ adotadas para o ângulo de atrito aparente foram atreladas ao potencial de liquefação dos rejeitos e aproximaram valores adotados em outros estudos. Notou-se que uma variação de quase 4° nesse parâmetro influenciou significativamente o alcance longitudinal dos rejeitos; isso revela o papel importante do coeficiente de poropressão na manutenção da mobilidade dos rejeitos, mesmo em relações reológicas perfeitamente friccionais. Dessa maneira, em estudos de rupturas hipotéticas de pilhas de rejeito, especial atenção deve ser dedicada às estimativas desse parâmetro.

A incorporação de coeficientes de turbulência como de Manning e Voellmy na relação constitutiva de resistência ao escoamento nos programas MADflow e RiverFlow2D, respectivamente, indicou parâmetros hidrodinâmicos mais críveis para escoamentos

liquefeitos. Em particular, notaram-se desacelerações mais graduais e depósitos mais uniformes morfologicamente na porção posterior do escoamento dos rejeitos. Dessa forma, quando constatada susceptibilidade à liquefação dos rejeitos depositados, sugere-se a adição da turbulência como elemento de resistência ao escoamento.

A análise dos coeficientes do empuxo lateral comprovou seu papel na modelagem do espalhamento lateral dos rejeitos, bem como sua sensibilidade em simulações de escoamentos liquefeitos regidas pelo ângulo de atrito. Especialmente quando o escoamento atingia áreas planas, como os platôs entre os taludes da pilha, as tensões internas prevaleciam em relação às tensões gravitacionais. Eventuais oscilações numéricas foram corrigidas quando a evolução dos intervalos computacionais ao longo da simulação foi investigada e a aceleração centrípeta foi incorporada. Assim, principalmente mediante complexidades topográficas a jusante de pilhas de rejeito e em simulações puramente friccionais, recomenda-se acompanhar a discretização dos passos computacionais, comprovar o atendimento às condições de estabilidade de modelagem e avaliar a incorporação da aceleração centrípeta, no caso de essa funcionalidade ser possível no pacote de modelagem adotado.

Adicionalmente, a diferença dos resultados obtidos para as topografias acidentada e plana corroboram para o papel do relevo como mediador das tensões gravitacionais: há maior espalhamento lateral e menor alcance longitudinal para os escoamentos de rejeitos analisados em terrenos planos, mesmo diante de variáveis de entrada e volumes mobilizáveis semelhantes. As diferenças observadas podem ser úteis em estudos preliminares locais e análises de viabilidade de pilhas de rejeito cuja geometria prevista é a bolo de noiva.

Enquanto esses fatores influenciam escoamentos de rejeitos isolados, espera-se que, em estudos de ruptura hipotética, esses fenômenos sejam misturados com corpos d'água. Quando analisadas as simulações da ruptura do empilhamento na presença de cursos d'água, observou-se melhor aderência ao modelo com componente de turbulência; isso embasa o papel dos coeficientes de turbulência na manifestação da dependência entre tensões aplicadas e taxa de cisalhamento geradas. Outra análise executada foi referente à incorporação de uma estrutura de contenção de sedimentos a jusante do empilhamento. Nessa barragem, dimensionada de acordo com métodos

hidrológicos tradicionais de alocação de volumes, trânsito de cheias e cálculo de borda livre, observou-se galgamento nos primeiros segundos de simulação após a ruptura da pilha de rejeitos. De maneira preliminar, esse fato indica que há a necessidade de prever espaços e materiais disponíveis para comportar a mancha proveniente de uma ruptura hipotética da pilha, mediante modos de falha e mecanismos de propagação críveis. Adicionalmente, tanto para a ruptura isolada do empilhamento em cursos d'água, quanto para a ruptura em cascata da pilha e da barragem, constatou-se a importância da evolução temporal de propriedades como a concentração volumétrica no decorrer do tempo e malha computacionais.

Algumas comparações podem ser feitas entre os dois modelos numéricos utilizados – MADflow e RiverFlow2D. Enquanto os programas têm diferenças no que se refere ao método de resolução das águas rasas e à perspectiva de movimento adotada, eles se assemelham nas formulações reológicas disponíveis e nas respectivas variáveis de entrada. Essas semelhanças acarretaram resultados parecidos na representação do escoamento proveniente da ruptura da Pilha 1, especialmente quanto à distância total mobilizada e à área planimétrica ocupada. O requerimento de entrada do ângulo de atrito dinâmico em modelos friccionais no MADflow permite o cálculo dinâmico de coeficientes de empuxo, que não é explícito no RiverFlow2D. Ademais, opções como a incorporação da aceleração centrípeta, a variação de intervalos de resultados disponíveis para pós-processamento e a própria superposição de coeficientes de empuxo são únicas ao MADflow, o que permitiu mais versatilidade para as análises feitas neste trabalho.

Complementarmente, métodos empíricos de predição do ângulo de alcance e da área de inundação referentes às manchas de inundação foram utilizados. Quando os valores teóricos das equações empíricas foram contrastados com os valores obtidos nos modelos numéricos, observaram-se erros relativos consideráveis. Quando as simulações dinâmicas referentes aos modelos friccionais e aos menores ângulos de atrito aparente eram comparadas, os valores do ângulo de alcance e da área de inundação obtidos destoavam muito daqueles provenientes de métodos empíricos publicados na literatura. Assim, no presente trabalho, embora os métodos empíricos tivessem menor dispêndio computacional, o alto erro relativo associado às equações de previsão de ângulo de alcance fez com que suas aplicações fossem limitadas.

Para todos os casos, ressaltam-se os pontos levantados no subitem 3.4.3: a avaliação dos modos de falha deve ser feita de maneira multidisciplinar e agregar credibilidade ao estudo de ruptura hipotética. Nesse contexto, três níveis de complexidade podem ser traçados:

- Modelos paramétricos, que utilizem resultados de estudos anteriores de ruptura hipotéticas com tipo de pilha, modos de falha, volumes mobilizáveis e feições topográficas semelhantes;
- Métodos empíricos, considerando as incertezas inerentes à utilização destes – especialmente quando se prevê liquefação da massa mobilizada como mecanismo de propagação; e
- Modelos dinâmicos, com a utilização de equações de conservação que avançam incrementalmente no espaço e tempo computacionais e forneçam parâmetros hidrodinâmicas de interesse. A comparação entre resultados de relações reológicas disponíveis pode auxiliar na tomada de decisões. Ainda, a utilização de relações constitutivas mais complexas e de modelagens de largas deformações, por exemplo, deve ser feita com parcimônia e observância a esforços computacionais e recursos financeiros alocados no nível de projeto pertinente.

Algumas limitações do presente estudo, que constituem oportunidades de melhoria para trabalhos futuros, incluem:

- Número de casos. Foram construídas apenas duas pilhas de rejeito, que apresentaram, propositalmente, modos de falha e volumes mobilizáveis similares. Assim, nenhuma conclusão definitiva deve ser tirada deste estudo;
- Estimativa do volume mobilizável e dos parâmetros de resistência. Análises geotécnicas têm que obrigatoriamente definir os parâmetros de resistência com base em perfis geológico-geotécnicos, visitas de campo e ensaios de campo e laboratório dos rejeitos, fundação e arredores. Similarmente, a utilização de modelos constitutivos nas análises de estabilidade, ou análises de tensão e deformação, devem abranger as especificidades do rejeito analisado. Ainda, o método utilizado para transferir a superfície de ruptura proveniente das análises de estabilidade por equilíbrio limite para um sólido tridimensional pode agregar

erros. Nesse contexto, métodos acoplados, como o SPH ou o MPM, possuem potencial de gerar geometrias referentes ao volume mobilizável mais complexas e assertivas;

- Quantidade de modos de falha e mecanismos de propagação de massa mobilizável. Neste trabalho, adotou-se o modo de falha de escorregamento rotacional, pela fundação, e representou-se unicamente o escoamento proveniente da liquefação estática dos rejeitos. Como abordado nos Apêndices A e B, há outros modos de falha e mecanismos de propagação da massa mobilizada; esses devem ser integralmente considerados em estudos de rupturas hipotéticas de pilha de rejeito;
- Abordagem estatística. Não foi escopo do trabalho a abordagem estatística dos métodos dinâmicos e empíricos. Idealmente, análises de sensibilidade fornecem resultados mais assertivos quando são agregadas a estudos de incerteza e tratamentos estatísticos mais elaborados; e
- Avaliação de indicadores de inundação. Não foram realizadas análises que associassem ameaça, risco, vulnerabilidade e resiliência frente às inundações, embora essas tarefas sejam imprescindíveis em estudos de ruptura hipotética.

Não obstante, as modelagens dinâmicas e empíricas efetuadas no presente trabalho, por meio de diferentes métodos de análise – mapeamentos, análises de seções transversais e longitudinais, alteração de variáveis de entrada, sensibilidade de modelos reológicos, comparação entre modelos empírico-estatísticos –, corroboram para estudos de ruptura hipotética de pilhas de rejeito mais confiáveis. Por mais que haja relativamente poucos estudos de caso para a realização de retroanálises e calibração dos modelos disponíveis, espera-se que as conclusões do presente trabalho sejam úteis para nortear futuros estudos.

Por último, reitera-se que pilhas de rejeito filtrado devem ser construídas e mantidas com boas práticas da engenharia. A comunicação de todas as partes envolvidas em projetos de implantação e adequação de empilhamentos e em estudos de ruptura hipotética, com clareza nas incertezas inerentes à engenharia, é fundamental para a segurança de estruturas de rejeito.

REFERÊNCIAS

- ADAMS, A. L.; FRIEDMAN, D.; DAVIDSON, S. Characterizing and stabilizing a historical tailings facility: the rheology to soil mechanics continuum. *In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE*, 21., 2017, Banff. **Proceedings [...]**. Edmonton: University of Alberta Library, 2017. p. 501–513.
- ADAMS, A.; HALL, C.; BROUWER, K. Tailings impoundment closure enhancement. *In: CANADIAN DAM ASSOCIATION ANNUAL CONFERENCE*, 30., 2018, Quebec City. **Proceedings [...]**. [S. l.]: CDA, 2018. p. 1–16.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ÁGUAS E SANEAMENTO BÁSICO. **Modelo digital de elevação (MDE) de alta resolução espacial (células de 1 m), imagens de satélite de alta resolução (0,5 m), pontos de controle e curvas de nível com equidistância de 1 m para os 26 municípios elencados pelo Comitê de Bacia do Rio Doce**. Brasília, 2014. Disponível em: <https://metadados.snirh.gov.br/geonetwork/srv/api/records/830d00e6-9924-469d-b24b-aff67a1fd432>. Acesso em: 10 out. 2022.
- AGÊNCIA NACIONAL DE MINERAÇÃO. Resolução n.º 95, de 7 de fevereiro de 2022. Consolida os atos normativos que dispõem sobre segurança de barragens de mineração. **Diário Oficial da União**: seção 1, Brasília, DF, ano 160, n. 33, p. 49–59, 7 fev. 2022.
- ALVES, P. I. A. **Empilhamento de rejeito filtrado: a expansão de uma alternativa para substituição de barragens**. 2020. 114 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mineral) – Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2020.
- ANCEY, C. Plasticity and geophysical flows: A review. **Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics**, [s. l.], v. 142, n. 1–3, p. 4–35, mar. 2007.
- ANDERSON, S. A.; SITAR, N. Analysis of rainfall-induced debris flows. **Journal of Geotechnical Engineering**, [s. l.], v. 121, n. 7, p. 544–552, jan. 1995.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Mineração – Elaboração e apresentação de projeto de barragens para disposição de rejeitos, contenção de sedimentos e reservação de água – Requisitos**. ABNT NBR 13028. Technical standard. Rio de Janeiro: ABNT, 2017. 16 p.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Resíduos sólidos – Classificação**. ABNT NBR 10004. Technical standard. Rio de Janeiro: ABNT, 2004. 71 p.
- ASWATHI, T. S.; JAKKA, R. S.; FROST, D. A case study of Las Palmas tailings dam failure. *In: SITHARAM, T. G.; KOLATHAYAR, S.; JAKKA, R. (org.)*. **Earthquakes and Structures**. Singapore: Springer Singapore, 2022. (Lecture Notes in Civil Engineering). v. 188, p. 67–74.
- AUTODESK. **Civil 3D**. Versão 2024. San Francisco: Autodesk, 2023.

BARBARAN, J.; ZDRAVKOVIC, L.; POTTS, D. M.; QUINN, J. Finite element analysis of an unsaturated tailings dry stack. *In: EUROPEAN CONFERENCE ON NUMERICAL METHODS IN GEOTECHNICAL ENGINEERING*, 10., 2023, Londres. **Proceedings [...]**. Londres: NUMGE; ISSMGE, 2023.

BARNES, H. A.; WALTERS, K. The yield stress myth?. **Rheologica Acta**, [s. l.], v. 24, n. 4, p. 323–326, jul. 1985.

BARTLES, M.; BRAUER, T.; HO, D.; FLEMING, M.; KARLOVITS, G.; PAK, J.; VAN, N.; WILLIS, J. **HEC-HMS user's manual**. CPD-74A. Tutorial manual. Davis: U.S. Army Corps of Engineers, 2022. 780 p.

BENTLEY, S. P.; DAVIES, M. C. R.; GALLUP, M. The Cilfynydd flow slide of December 1939. **Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology**, [s. l.], v. 31, n. 4, p. 273–289, nov. 1998.

BENTLEY STUDIOS. **GeoStudio 2023.1.2**. Versão 23.1.2.11. Exton: Bentley Systems, Incorporated, 2023.

BERGER, C.; MCARDELL, B. W.; SCHLUNEGGER, F. Direct measurement of channel erosion by debris flows, Illgraben, Switzerland. **Journal of Geophysical Research: Earth Surface**, [s. l.], v. 116, n. F1, 2011.

BERTI, M.; SIMONI, A. Prediction of debris flow inundation areas using empirical mobility relationships. **Geomorphology**, [s. l.], v. 90, n. 1, p. 144–161, out. 2007.

BISHOP, A. W. The use of pore-pressure coefficients in practice. **Géotechnique**, [s. l.], v. 4, n. 4, p. 148–152, dez. 1954.

BISHOP, A. W.; HUTCHINSON, J. N.; PENMAN, A. D. M.; EVANS, H. E. Geotechnical investigation into the causes and circumstances of the disaster of 21st October, 1966. *In: WELSH OFFICE. A selection of technical reports submitted to the Aberfan Tribunal*. Londres: Her Majesty's Stationery Office, 1969. p. 1–82.

BLIGHT, G. E. Destructive mudflows as a consequence of tailings dyke failures. *In: INSTITUTION OF CIVIL ENGINEERS, GEOTECHNICAL ENGINEERING*, 125., 1997. **Proceedings [...]**. Joanesburgo: ICE, 1997. p. 9–18.

BLIGHT, G. Failure modes. *In: DESIGN OF NON-IMPOUNDING MINE MINE DUMPS*, 1981. **Proceedings [...]**. Nova York: SME, 1985. p. 134–141.

BLIGHT, G. E. **Geotechnical Engineering for mine waste storage facilities**. London: CRC Press, 2010. 652 p.

BOJO, C. A study on the parameters μ and ξ in Voellmy's avalanche flow model. **Journal of the Japanese Society of Snow and Ice**, [s. l.], v. 51, n. 3, p. 170–177, set. 1989.

- BOUCHUT, F.; FERNÁNDEZ-NIETO, E. D.; MANGENEY, A.; NARBONA-REINA, G. A two-phase two-layer model for fluidized granular flows with dilatancy effects. **Journal of Fluid Mechanics**, [s. l.], v. 801, p. 166–221, ago. 2016.
- BOUSO ARAGONÉS, J. L.; RENNER BERRY, P.; JEWELL, R.; BARRERA, S. Application of dewatering screens in tailings filtration. *In*: , 8., 2005, Santiago. **Anais [...]**. Perth: Australian Centre for Geomechanics, 2005. p. 147–162.
- BRAY, J.; FROST, D. **Geo-engineering reconnaissance of the 2010 Maule, Chile earthquake**. GEER Association Report No. GEER-022. Research findings. Santiago: Geo-engineering Extreme Events Reconnaissance Association, 2010. 347 p.
- BROUGHTON, S. E. **Documentation and evaluation of mine dump failures for mines in British Columbia**. Contract research. Victoria: Ministry of Energy, Mines and Petroleum Resources, 1992. 68 p.
- BRUNE, G. M. Trap efficiency of reservoirs. **Transactions, American Geophysical Union**, [s. l.], v. 34, n. 3, p. 407–418, jun. 1953.
- BRUNNER, G. **Using HEC-RAS for dam break studies**. TD-39. Training document. Davis: U.S. Army Corps of Engineers, 2014. 74 p.
- BRUNNER, G.; SAVANT, G.; HEATH, R. E. **Modeler application guidance for steady versus unsteady, and 1D versus 2D versus 3D hydraulic modeling**. TD-41. Training document. Davis: U.S. Army Corps of Engineers, 2020. 114 p.
- BRYANT, S.; DUNCAN, J. M.; SEED, H. B. **Application of tailings flow analyses to field conditions**. BuMines OFR 53-84. Contract research. Washington: University of California, 1983. 312 p.
- BUI, H. H.; NGUYEN, G. D. A coupled fluid-solid SPH approach to modelling flow through deformable porous media. **International Journal of Solids and Structures**, [s. l.], v. 125, p. 244–264, out. 2017.
- CANADIAN DAM ASSOCIATION. **Tailings dam breach analysis**. Technical bulletin. Markham: CDA, 2021. 59 p.
- CARVALHO, W. D. S. **Sistema de disposição compartilhada de estéreis e rejeitos desaguados da Mina de Fernandinho**. 2017. 163 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Geotécnica) – Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2017.
- CASTELLANOS, J.; YONG, S.; MARTIN, V. Application of the 3D limit equilibrium method in tailings dam breach analysis. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE, 26., 2022, Colorado. **Proceedings [...]**. [S. l.: s. n.], 2022.
- CHEN, H. J. Hydraulic erosion in tailings dam breach analysis. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE, 26., 2022, Colorado. **Proceedings [...]**. [S. l.: s. n.], 2022.

CHEN, H. J.; BECKER, D. Dam breach tailings runout analysis. *In: CANADIAN DAM ASSOCIATION ANNUAL CONFERENCE, 26., 2014, Banff. Proceedings [...].* [S. l.]: CDA, 2014. p. 1–11.

CHEN, H. J.; CHIN, B.; FRIEDEL, R. Dam breach tailings runout modelling for inactive/closed tailings storage facility. *In: CANADIAN DAM ASSOCIATION ANNUAL CONFERENCE, 31., 2019, Calgary. Proceedings [...].* [S. l.]: CDA, 2019. p. 1–11.

CHEN, H.; CROSTA, G. B.; LEE, C. F. Erosional effects on runout of fast landslides, debris flows and avalanches: a numerical investigation. **Geotechnique**, [s. l.], v. 56, n. 5, p. 305–322, jun. 2006.

CHEN, H.; LEE, C. F. A dynamic model for rainfall-induced landslides on natural slopes. **Geomorphology**, [s. l.], v. 51, n. 4, p. 269–288, abr. 2003.

CHEN, H.; LEE, C. F. Geohazards of slope mass movement and its prevention in Hong Kong. **Engineering Geology**, [s. l.], v. 76, n. 1–2, p. 3–25, dez. 2004.

CHEN, H.; LEE, C. F. Numerical simulation of debris flows. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 37, n. 1, p. 146–160, fev. 2000.

CHEN, H.; LEE, C. F. Runout analysis of slurry flows with Bingham model. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, [s. l.], v. 128, n. 12, p. 1032–1042, dez. 2002.

CHEON, E.; LEE, S.-R.; LEE, D.-H. Hazard assessment based on the combination of DAN3D and machine learning method for planning closed-type barriers against debris-flow. **Water**, [s. l.], v. 12, n. 1, p. 170, jan. 2020.

CHOW, V. T. **Open-channel Hydraulics**. Nova York: McGraw-Hill, 1959. (McGraw-Hill Civil Engineering Series). 680 p.

CHOW, V. T.; MAIDMENT, D. R.; MAYS, L. W. **Applied Hydrology**. New York: McGraw-Hill, 1988. (McGraw-Hill series in water resources and environmental engineering). 572 p.

COELHO, P. dos S. C. **Caracterização de rejeito de minério de ferro por meio de ensaios de campo e laboratório aplicada à análise de susceptibilidade à liquefação**. 2021. 217 f. Dissertação (Mestrado em Geotecnia) – Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2021.

COLLINS, B. D.; REID, M. E. Enhanced landslide mobility by basal liquefaction: The 2014 State Route 530 (Oso), Washington, landslide. **GSA Bulletin**, [s. l.], v. 132, n. 3–4, p. 451–476, mar. 2020.

COLORADO DIVISION OF WATER RESOURCES. **Guidelines for dam breach analysis**. Training document. Denver: State of Colorado Department of Natural Resources, 2010. 67 p.

CONSOLI, N. C.; VOGT, J. C.; SILVA, J. P. S.; CHAVES, H. M.; SCHEUERMANN FILHO, H. C.; MOREIRA, E. B.; LOTERO, A. Behaviour of compacted filtered iron ore tailings–Portland cement blends: new Brazilian trend for tailings disposal by stacking. **Applied Sciences**, [s. l.], v. 12, n. 2, p. 836, jan. 2022.

COPELAND, A.; DAIGLE, V.; STRAUSS, A. Is the implementation of dry stacking for tailings storage increasing? A Southern African perspective. *In*: INTERNATIONAL SEMINAR ON PASTE, THICKENED AND FILTERED TAILINGS, 25., 2023, Banff. **Proceedings [...]**. Perth: Australian Centre for Geomechanics, 2023. p. 611–619.

COROMINAS, J. The angle of reach as a mobility index for small and large landslides. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 33, n. 2, p. 260–271, maio 1996.

CORTÉS, C. A. Q. **Distancia peligrosa Tranque de Relaves Las Palmas**. 2021. 99 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Estrutural e Geotécnica) – Pontifícia Universidade Católica de Chile, Santiago, 2021.

COULOMB, C. A. de. Essai sur une application des règles de maximis & minimis à quelques problèmes de statique, relatifs à l'architecture. **Mémoires présentés à l'Académie des Sciences**, [s. l.], v. 7, p. 343–382, 1773.

COURANT, R.; FRIEDRICHS, K.; LEWY, H. Über die partiellen Differenzgleichungen der mathematischen Physik. **Mathematische Annalen**, [s. l.], v. 100, n. 1, p. 32–74, dez. 1928.

COUSSOT, P. **Mudflow rheology and dynamics**. Rotterdam: A.A. Balkema, 1997. (IAHR/AIRH monograph series).

CROSTA, G. B.; CUCCHIARO, S.; FRATTINI, P. Validation of semi-empirical relationships for the definition of debris-flow behaviour in granular materials. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON DEBRIS-FLOW HAZARDS MITIGATION, 3., 2003, Davis. **Proceedings [...]**. Rotterdam: Millpress, 2003. p. 821–831.

CRUDEN, D. M.; VARNES, D. J. Landslide types and processes. *In*: TURNER, A. K.; SCHUSTER, R. L. (org.). **Landslides: investigation and mitigation**. Washington: National Academy Press, 1996. (Special report / Transportation Research Board, National Research Council, v. 247). p. 36–75.

CRYSTAL, C.; HORE, C.; EZAMA, I. Filter-pressed dry stacking: design considerations based on practical experience. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE, 22., 2018, Keystone. **Proceedings [...]**. Colorado: Colorado State University, 2018. p. 209–220.

CUMMINS, B.; FANNI, R.; CHAPMAN, P. Foundation geotechnical investigations at two gold mine tailings storage facilities in Western Australia. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE, 22., 2019, Vancouver. **Proceedings [...]**. Vancouver: University of British Columbia Library, 2019. p. 71–82.

DAVIES, M. Filtered dry stacked tailings: the fundamentals. *In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE*, 15., 2011, Vancouver. **Proceedings [...]**. Vancouver: University of British Columbia Library, 2012.

DAVIES, T. R. H. Spreading of rock avalanche debris by mechanical fluidization. **Rock mechanics**, [s. l.], v. 15, n. 1, p. 9–24, jun. 1982.

DAVIES, M.; LUPO, J.; MARTIN, T.; MCROBERTS, E.; MUSSE, M.; RITCHIE, D. Dewatered tailings practice – trends and observations. *In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE*, 14., 2010, Colorado. **Proceedings [...]**. Boca Raton: Taylor & Francis, 2011. p. 133–142.

DAVIES, M.; MAYHEW, K.; ANDERSON, C. Dewatered tailings. *In: MORRISON, K. F. (org.). Tailings management handbook: a life-cycle approach*. Englewood: Society for Mining, Metallurgy & Exploration, 2022. p. 85–108.

DAWSON, R. F.; MORGENSTERN, N. R.; STOKES, A. W. Liquefaction flowslides in Rocky Mountain coal mine waste dumps. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 35, n. 2, p. 328–343, abr. 1998.

DELANDMETER, P.; THÁ, P.; BLAISE, S.; CONSTANT, M.; DEBASTIANI, W.; CORTEZ, A.; SPINOWINE, B. Tailings runoff into streams and reservoirs: two-layer modelling and case-study. *In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS MANAGEMENT*, 9., 2023, Santiago. **Proceedings [...]**. Santiago: Gecamin, 2023.

DENLINGER, R. P.; IVERSON, R. M. Granular avalanches across irregular three-dimensional terrain: 1. Theory and computation. **Journal of Geophysical Research: Earth Surface**, [s. l.], v. 109, n. F1, mar. 2004.

DRUCKER, D. C.; PRAGER, W. Soil mechanics and plastic analysis or limit design. **Quarterly of Applied Mathematics**, [s. l.], v. 10, n. 2, p. 157–165, 1952.

DUNCAN, J. M.; WRIGHT, S. G.; BRANDON, T. L. **Soil strength and slope stability**. 2. ed. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons Inc, 2014. 317 p.

DUTTO, P.; STICKLE, M.; PASTOR, M.; MANZANAL, D.; YAGUE, A.; MOUSSAVI TAYYEBI, S.; LIN, C.; ELIZALDE, M. Modelling of fluidised geomaterials: the case of the Aberfan and the Gypsum tailings impoundment flowslides. **Materials**, [s. l.], v. 10, n. 5, p. 562, maio 2017.

EGIAZAROFF, I. V. Calculation of nonuniform sediment concentrations. **Journal of the Hydraulics Division**, [s. l.], v. 91, n. 4, p. 225–247, jul. 1965.

ENVIRONMENTAL PROTECTION AGENCY. **Methods for identifying and evaluating the nature and extent of non-point sources of pollutants**. EPA-430/9-73-014. Technical guidelines. Washington: EPA, 1973. 261 p.

FEDERICO, F.; CESALI, C. An energy-based approach to predict debris flow mobility and analyze empirical relationships. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 52, n. 12, p. 2113–2133, dez. 2015.

FERNANDES, M. T.; THÁ, P. de C.; DEBASTIANI, W. G.; DOURADO, D. de O.; TEIXEIRA, F. J.; COELHO, L. C.; CUNHA, Z. A. da; CALAIS, G. H. Tailings stockpile runoff: the case of Xingu, Brazil. *In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE*, 27., 2023, Vancouver. **Proceedings [...]**. Vancouver: University of British Columbia Library, 2023. p. 361–374.

FONTAINE, D.; MARTIN, V. Tailings mobilization estimates for dam breach studies. *In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE*, 19., 2015, Vancouver. **Proceedings [...]**. Vancouver: Colorado State University, 2015. p. 343–356.

FONTES, A. L. **Geomorfologia Fluvial e Hidrografia**. São Cristóvão: UFSE, CESAD, 2010. 163 p.

FOURIE, A.; VERDUGO, R.; BJELKEVIK, A.; TORRES-CRUZ, L. A.; ZNIDARCIC, D. Geotechnics of mine tailings: a 2022 state of the art. *In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND GEOTECHNICAL ENGINEERING*, 20., 2022, Sydney. **Proceedings [...]**. Sydney: Australian Geomechanics Society, 2022. p. 121–183.

FRIES, T.-P.; MATTHIES, H. **Classification and overview of meshfree methods**. 2003–3. Research findings. Brunswick: Universitätsbibliothek Braunschweig, 2004.

FROEHLICH, D. C. Empirical model of embankment dam breaching. *In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON FLUVIAL HYDRAULICS*, 8., 2016, Saint Louis. **Proceedings [...]**. Boca Raton: ASCE, 2016. p. 887–891.

FULLER, W. E. Flood flows. **Transactions of the American Society of Civil Engineers**, [s. l.], v. 77, n. 1293, p. 564–617, 1914.

FURNELL, E.; BILANIUK, K.; GOLDBAUM, M.; SHOAB, M.; WANI, O.; TIAN, X.; CHEN, Z.; BOUCHER, D.; BOBICKI, E. R. Dewatered and stacked mine tailings: a review. **ACS ES&T Engineering**, [s. l.], v. 2, n. 5, p. 728–745, maio 2022.

GALLARDO SEPÚLVEDA, R.; SÁEZ ROBERT, E.; CAMACHO-TAUTA, J. Assessment of the self-compaction effect in filtered tailings disposal under unsaturated condition. **Minerals**, [s. l.], v. 12, n. 4, p. 422, abr. 2022.

GARCIA, R.; ARTIAGAS, J.; MARTÍNEZ, S.; GARCÍA-NAVARRO, P.; MURILLO, J.; CALERO, N.; CORREA, A. The critical consideration of dilute to dry tailings rheologies in practical tailings dam break modelling. *In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS MANAGEMENT*, 9., 2023, Santiago. **Proceedings [...]**. Santiago: Gecamin, 2023.

GEBHART, T. R. **Post-liquefaction residual strength assessment of the Las Palmas, Chile tailings failure**. 2016. 149 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil e Ambiental) – Universidade Politécnica Estadual da Califórnia, San Luis Obispo, 2016.

GEORGE, D. L.; IVERSON, R. M. A depth-averaged debris-flow model that includes the effects of evolving dilatancy. II. Numerical predictions and experimental tests. **Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, [s. l.], v. 470, n. 2170, p. 20130820, out. 2014.

GHAHRAMANI, M. N. **Improved empirical and numerical predictive modelling of potential tailings dam breaches and their downstream impacts**. 2023. 168 f. Tese (Doutorado em Filosofia) – Universidade da Colúmbia Britânica, Vancouver, 2023.

GHAHRAMANI, N.; CHEN, H. J.; CLOHAN, D.; LIU, S.; LLANO-SERNA, M.; RANA, N. M.; MCDOUGALL, S.; EVANS, S. G.; TAKE, W. A. A benchmarking study of four numerical runout models for the simulation of tailings flows. **Science of The Total Environment**, [s. l.], v. 827, p. 154245, jun. 2022.

GHAHRAMANI, N.; MITCHELL, A.; RANA, N. M.; MCDOUGALL, S.; EVANS, S. G.; TAKE, W. A. Tailings-flow runout analysis: examining the applicability of a semi-physical area–volume relationship using a novel database. **Natural Hazards and Earth System Sciences**, [s. l.], v. 20, n. 12, p. 3425–3438, dez. 2020.

GIBSON, R. E.; MORGENSTERN, N. A note on the stability of cuttings in normally consolidated clays. **Géotechnique**, [s. l.], v. 12, n. 3, p. 212–216, set. 1962.

GOLDER ASSOCIATES. **Runout characteristics of debris from dump failures in mountainous terrain**. 23440-0-9198/01-X8G. Interim guidelines. Victoria: British Columbia Mine Waste Rock Pile Research Committee, 1995. 107 p.

GOMES, M. F. M. **Metodologia de análise hierárquica aplicada para escolha do sistema de disposição de subproduto da mineração com ênfase nos rejeitos de minério de ferro**. 2009. 193 f. Dissertação (Mestrado Profissional em Engenharia Geotécnica) – Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2009.

GRAY, J. M. N. T.; WIELAND, M.; HUTTER, K. Gravity-driven free surface flow of granular avalanches over complex basal topography. **Proceedings: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, [s. l.], v. 455, n. 1985, p. 1841–1874, 1999.

GREVE, R.; KOCH, T.; HUTTER, K. Unconfined flow of granular avalanches along a partly curved surface. I. Theory. **Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical and Physical Sciences**, [s. l.], v. 445, n. 1924, p. 399–413, maio 1994.

GRISWOLD, J. P. **Mobility statistics and hazard mapping for non-volcanic debris flows and rock avalanches**. 2004. 102 f. Dissertação (Mestrado em Geologia) – Universidade de Portland, Portland, 2004.

GRISWOLD, J. P.; IVERSON, R. M. **Mobility statistics and automated hazard mapping for debris flows and rock avalanches**. 2007–5276. Research findings. Reston: USGS, 2008.

GU, W.; MORGENSTERN, N.; DAWSON, R.; ROBERTSON, P. A case history of liquefaction flow failures in mountains mine waste dumps. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON CASE HISTORIES IN GEOTECHNICAL ENGINEERING, 4., 1998, Saint Louis. **Proceedings [...]**. Rolla: Missouri University of Science and Technology, 1998. p. 491–494.

HAHN, J. Tailings dewatering with increased filtration rates and lowest filter cake moisture for filtered tailings stacking. *In*: INTERNATIONAL SEMINAR ON PASTE AND THICKENED TAILINGS, 22., 2019, Cape Town. **Proceedings [...]**. Perth: Australian Centre for Geomechanics, 2019. p. 245–258.

HASSAN, M.; MORRIS, M.; GOFF, C. Breach modelling: why, when and how?. *In*: TOURNIER, J.-P.; BENNETT, T.; BIBEAU, J. **Sustainable and safe dams around the world**. Leiden: Taylor & Francis, 2019. p. 34–46.

HAWLEY, M.; CUNNING, J. (org.). **Guidelines for mine waste dump and stockpile design**. Clayton South, Vic: CSIRO Publishing, 2017. 370 p.

HESS, J.; WANG, Y. On the role of pore-fluid pressure evolution and hypoplasticity in debris flows. **European Journal of Mechanics - B/Fluids**, [s. l.], v. 74, p. 363–379, mar. 2019.

HIGHLAND, L. M.; BOBROWSKY, P. **The landslide handbook – A guide to understanding landslides**. Reston: USGS, 2008. (U.S. Geological Survey Circular 1325). 129 p.

HORE, C.; LUPPNOW, D. Karara Iron Ore TSF – design considerations for a unique large scale dry stack facility. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE, 18., 2014, Keystone. **Proceedings [...]**. Vancouver: University of British Columbia Library, 2014. p. 293–304.

HSÜ, K. J. Catastrophic debris streams (sturzstroms) generated by rockfalls. **GSA Bulletin**, [s. l.], v. 86, n. 1, p. 129–140, jan. 1975.

HUNGR, O. A model for the runout analysis of rapid flow slides, debris flows, and avalanches. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 32, n. 4, p. 610–623, ago. 1995.

HUNGR, O. **Dynamics of rock avalanches and other types of slope movements**. 1981. 506 f. Tese (Doutorado em Filosofia) – Universidade de Alberta, Edmonton, 1981.

HUNGR, O. Rock avalanche occurrence, process and modelling. *In*: EVANS, S. G.; MUGNOZZA, G. S.; STROM, A.; HERMANN, R. L. (org.). **Landslides from massive rock slope failure**. Dordrecht: Springer, 2006. (NATO Science Series). v. 49, p. 243–266.

HUNGR, O. Runout analysis. *In*: HAWLEY, M.; CUNNING, J. (org.). **Guidelines for mine waste dump and stockpile design**. Clayton South, Vic: CSIRO Publishing, 2017. p. 161–185.

HUNGR, O. Simplified models of spreading flow of dry granular material. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 45, n. 8, p. 1156–1168, ago. 2008.

HUNGR, O.; DAWSON, R. F.; KENT, O.; CAMPBELL, D.; MORGENSTERN, N. R. Rapid flow slides of coal-mine waste in British Columbia, Canada. *In*: EVANS, S. G.; DEGRAFF, J. V. (org.). **Catastrophic landslides: effects, occurrence, and mechanisms**. Boulder: Geological Society of America Reviews in Engineering Geology, 2002. v. 15, p. 191–208.

HUNGR, O.; EVANS, S. G. **The failure behaviour of large rockslides in mountainous regions**. 2598. Research findings. Vancouver, Ottawa: [s. n.], 1993.

HUNGR, O.; LEROUEIL, S.; PICARELLI, L. The Varnes classification of landslide types, an update. **Landslides**, [s. l.], v. 11, n. 2, p. 167–194, abr. 2014.

HUNGR, O.; MCDOUGALL, S. Two numerical models for landslide dynamic analysis. **Computers & Geosciences**, [s. l.], v. 35, n. 5, Modelling and Simulation of Dangerous Phenomena for Hazard Mapping, p. 978–992, maio 2009.

HUNGR, O.; MCDOUGALL, S.; BOVIS, M. Entrainment of material by debris flows. *In*: JAKOB, M. **Debris-flow hazards and related phenomena**. Nova York: Springer, 2005. p. 135–158.

HUNGR, O.; MORGENSTERN, N. R. Experiments on the flow behaviour of granular materials at high velocity in an open channel. **Géotechnique**, [s. l.], v. 34, n. 3, p. 405–413, set. 1984a.

HUNGR, O.; MORGENSTERN, N. R. High velocity ring shear tests on sand. **Géotechnique**, [s. l.], v. 34, n. 3, p. 415–421, set. 1984b.

HUNTER, G.; FELL, R. **“Rapid” failure of soil slopes**. UNICIV No. R-400. Research findings. Sydney: University of New South Wales, 2001. 181 p.

HUNTER, G.; FELL, R. Travel distance angle for “rapid” landslides in constructed and natural soil slopes. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 40, n. 6, p. 1123–1141, dez. 2003.

HUTCHINSON, J. N. A coastal mudflow on the London clay cliffs at Beltinge, North Kent. **Géotechnique**, [s. l.], v. 20, n. 4, p. 412–438, dez. 1970.

HUTCHINSON, J. N.; BHANDARI, R. K. Undrained loading, a fundamental mechanism of mudflows and other mass movements. **Géotechnique**, [s. l.], v. 21, n. 4, p. 353–358, dez. 1971.

HUTTER, K.; KOCH, T.; PLUÜSS, C.; SAVAGE, S. B. The dynamics of avalanches of granular materials from initiation to runout. Part II. Experiments. **Acta Mechanica**, [s. l.], v. 109, n. 1, p. 127–165, mar. 1995.

HUTTER, K.; SVENDSEN, B.; RICKENMANN, D. Debris flow modeling: a review. **Continuum Mechanics and Thermodynamics**, [s. l.], v. 8, n. 1, p. 1–35, fev. 1994.

HYDROLOGIC ENGINEERING CENTER. **HEC-HMS: Hydrologic Modeling System**. Versão 4.11. Davis: U.S. Army Corps of Engineers, 2023a.

HYDROLOGIC ENGINEERING CENTER. **HEC-RAS: River Analysis System**. Versão 6.4.1. Davis: U.S. Army Corps of Engineers, 2023b.

HYDRONIA. **RiverFlow2D**. Versão 8.12.04. Miami: Hydronia LLC, 2023.

INTERNATIONAL COMMISSION ON LARGE DAMS. **Tailings dam design: technology update**. Bulletin No. 181. Technical bulletin. Paris: ICOLD, 2019. 97 p.

INTERNATIONAL COMMISSION ON LARGE DAMS. **Tailings dam safety**. Bulletin No. 194. Technical bulletin. Paris: ICOLD, 2022. 196 p.

IVERSON, R. M. Debris flows: behaviour and hazard assessment. **Geology Today**, [s. l.], v. 30, n. 1, p. 15–20, jan. 2014.

IVERSON, R. M. Hydraulic modeling of unsteady debris-flow surges with solid-fluid interactions. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON DEBRIS-FLOW HAZARDS MITIGATION: MECHANICS, PREDICTION, AND ASSESSMENT, 1., 1997a, San Francisco. **Anais [...]**. Nova York: USGS, 1997. p. 550–561.

IVERSON, R. M. Regulation of landslide motion by dilatancy and pore pressure feedback. **Journal of Geophysical Research: Earth Surface**, [s. l.], v. 110, n. F2, 2005.

IVERSON, R. M. The debris-flow rheology myth. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON DEBRIS-FLOW HAZARDS MITIGATION, 3., 2003, Davos. **Proceedings [...]**. Washington: USGS, 2003. p. 303–314.

IVERSON, R. M. The physics of debris flows. **Reviews of Geophysics**, [s. l.], v. 35, n. 3, p. 245–296, 1997b.

IVERSON, R. M.; DENLINGER, R. P. Flow of variably fluidized granular masses across three-dimensional terrain: 1. Coulomb mixture theory. **Journal of Geophysical Research B: Solid Earth**, [s. l.], v. 106, n. B1, p. 537–552, jan. 2001.

IVERSON, R. M.; GEORGE, D. L. A depth-averaged debris-flow model that includes the effects of evolving dilatancy. I. Physical basis. **Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences**, [s. l.], v. 470, n. 2170, p. 20130819, out. 2014.

IVERSON, R. M.; LOGAN, M.; LAHUSEN, R. G.; BERTI, M. The perfect debris flow? Aggregated results from 28 large-scale experiments. **Journal of Geophysical Research: Earth Surface**, [s. l.], v. 115, n. F3, 2010.

IVERSON, R. M.; REID, M. E.; LAHUSEN, R. G. Debris-flow mobilization from landslides. **Annual Review of Earth and Planetary Sciences**, [s. l.], v. 25, n. 1, p. 85–138, maio 1997.

- IVERSON, R. M.; SCHILLING, S. P.; VALLANCE, J. W. Objective delineation of lahar-inundation hazard zones. **GSA Bulletin**, [s. l.], v. 110, n. 8, p. 972–984, ago. 1998.
- IVERSON, R. M.; VALLANCE, J. W. New views of granular mass flows. **Geology**, [s. l.], v. 29, n. 2, p. 115–118, fev. 2001.
- JAN, C.-D.; SHEN, H. W. Review dynamic modeling of debris flow. *In*: ARMANINI, A.; MICHIEU, M. (org.). **Recent developments on debris flows**. Nova York: Springer, 1997. (Lecture Notes in Earth Sciences, v. 64). p. 93–116.
- JARAST, P.; GHAYOONI, M. Numerical modeling of cone penetration test in unsaturated sand inside a calibration chamber. **International Journal of Geomechanics**, [s. l.], v. 18, n. 2, p. 04017148, fev. 2018.
- JEYAPALAN, J. K. **Analyses of flow failures of mine tailings dams**. 1980. Tese (Doutorado em Filosofia) – Universidade da Califórnia, Berkeley, 1980.
- JEYAPALAN, J. K.; DUNCAN, J. M.; SEED, H. B. Analyses of flow failures of mine tailings dams. **Journal of Geotechnical Engineering**, [s. l.], v. 109, n. 2, p. 150–171, dez. 1983.
- JOHNSON, C. G.; KOKELAAR, B. P.; IVERSON, R. M.; LOGAN, M.; LAHUSEN, R. G.; GRAY, J. M. N. T. Grain-size segregation and levee formation in geophysical mass flows. **Journal of Geophysical Research: Earth Surface**, [s. l.], v. 117, n. F1, mar. 2012.
- JUEZ, C.; MURILLO, J.; GARCÍA-NAVARRO, P. 2D simulation of granular flow over irregular steep slopes using global and local coordinates. **Journal of Computational Physics**, [s. l.], v. 255, p. 166–204, dez. 2013.
- JUNIOR, I. V. **Salvar o Fogo**. São Paulo: Todavia, 2023. 320 p.
- KLOHN CRIPPEN BERGER. **Mine Environmental Neutral Drainage (MEND) report: study of tailings management technologies**. MEND Report 2.50.1. Consulting company report. Vancouver: Klohn Crippen Berger, 2017. 164 p.
- KOCH, T. Testing various constitutive equations for debris flow modelling. *In*: HEADWATER'98, 1998, Meran. **Proceedings [...]**. Wallingford: International Association of Hydrological Sciences, 1998. p. 249–257.
- KOCH, T.; GREVE, R.; HUTTER, K. Unconfined flow of granular avalanches along a partly curved surface. II. Experiments and numerical computations. **Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical and Physical Sciences**, [s. l.], v. 445, n. 1924, p. 415–435, maio 1994.
- KOWALSKI, J. **Two-phase modeling of debris flows**. 2008. 135 f. Tese (Doutorado em Ciências) – Domínio dos Institutos Federais de Tecnologia da Suíça, Zurique, 2008.

KUNDU, P. K.; COHEN, I. M.; DOWLING, D. R.; TRYGGVASON, G. **Fluid mechanics**. 6. ed. Amsterdam: Elsevier, 2016. 921 p.

LADD, C. C.; FOOTT, R. New design procedure for stability of soft clays. **Journal of the Geotechnical Engineering Division**, [s. l.], v. 100, n. 7, p. 763–786, jul. 1974.

LARA, J. L.; PORNILLOS, E. U.; MUÑOZ, H. E. Geotechnical-geochemical and operational considerations for the application of dry stacking tailings deposits: state of the art. *In*: INTERNATIONAL SEMINAR ON PASTE AND THICKENED TAILINGS, 16., 2013, Belo Horizonte. **Proceedings [...]**. Perth: Australian Centre for Geomechanics, 2013. p. 249–260.

LEMAÎTRE, J.; CHABOCHE, J. L. **Mechanics of solid materials**. Cambridge: Cambridge University Press, 1990. 556 p.

LIBARDI, P. L. **Dinâmica da água no solo**. 3. ed. São Paulo, SP: Edusp, 2021. (Acadêmica). 352 p.

LIMA, R. E. de; PICANÇO, J. de L.; SILVA, A. F. da; ACORDES, F. A. An anthropogenic flow type gravitational mass movement: the Córrego do Feijão tailings dam disaster, Brumadinho, Brazil. **Landslides**, [s. l.], v. 17, n. 12, p. 2895–2906, dez. 2020.

LINSLEY, R. K.; FRANZINI, J. B. **Water Resources Engineering**. 3. ed. Nova York: McGraw-Hill, 1979. (McGraw-Hill Series in Water Resources and Environmental Engineering). 716 p.

LIU, S.; HENDERSON, M. An overview on methodologies for tailings dam break study. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE, 24., 2020, Colorado. **Proceedings [...]**. Vancouver: Balkema, 2020. p. 157–168.

LIU, G. R.; LIU, M. B. **Smoothed particle hydrodynamics: a meshfree particle method**. New Jersey: World Scientific, 2003. 449 p.

LIU, S.; MCLEOD, H. Back-analysis of earthquake-triggered Las Palmas tailings dam failure and runout processes. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE, 27., 2023, Vancouver. **Proceedings [...]**. Vancouver: University of British Columbia Library, 2023. p. 1385–1398.

LLANO SERNA, M. A. **Experimental and numerical study of geotechnical problems using the Material Point Method**. 2016. 89 f. Tese (Doutorado em Geotecnia) – Universidade de Brasília, Brasília, 2016.

LOI, D. H.; JAYAKODY, S. H. S.; SASSA, K. Teaching tool “Undrained dynamic loading ring shear testing with video”. *In*: ALCÁNTARA-AYALA, I.; ARBANAS, Ž.; HUNTLEY, D.; KONAGAI, K.; MIKOŠ, M.; SASSA, K.; SASSA, S.; TANG, H.; TIWARI, B. (org.). **Progress in Landslide Research and Technology, Volume 1 Issue 2, 2022**. Cham: Springer International Publishing, 2023. (Progress in Landslide Research and Technology). p. 325–359.

LUCIA, P. C. **Review of experiences with flow failures of tailings dams and waste impoundments**. 1981. 223 f. Tese (Doutorado em Filosofia) – Universidade da Califórnia, Berkeley, 1981.

LUCIA, P. C.; DUNCAN, J. M.; SEED, H. B. Summary of research on case histories of flow failures of mine tailings impoundments. *In*: BUREAU OF MINES TECHNOLOGICAL TRANSFER WORKSHOP, 1., 1981, Denver. **Proceedings [...]**. Chicago: EPA, 1981. p. 46–53.

LUPO, J.; HALL, J. Dewatered tailings practice – trends and observations. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE, 14., 2010, Colorado. **Proceedings [...]**. Boca Raton: Taylor & Francis, 2011. p. 327–334.

MACHADO, L. da S. **Estabilização de rejeitos de minério de ferro filtrados com uso de aditivos para disposição em pilhas compactadas (dry stacking)**. 2022. 289 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal de Viçosa, Viçosa, 2022.

MADFLOW. **MADflow: mobility analysis of debris flow, tailings flow, mudflow, flow slide and avalanche**. MADflow, 2023.

MAJOR, J. J. **Experimental studies of deposition by debris flows: process, characteristics of deposits and effects of pore-fluid pressure**. 1996. 341 f. Tese (Doutorado em Filosofia) – Universidade de Washington, Washington, 1996.

MARTIN, V.; ADRIA, D.; WONG, H. Inundation modelling of non-Newtonian tailings dam breach studies. *In*: ANNUAL MEETING OF THE INTERNATIONAL COMMISSION ON LARGE DAMS, 90., 2022, Marselha. **Proceedings [...]**. [S. l.]: ICOLD, 2022.

MARTIN, V.; AL-MAMUN, M.; SMALL, A. CDA technical bulletin on tailings dam breach analyses. *In*: ANNUAL MEETING OF THE INTERNATIONAL COMMISSION ON LARGE DAMS, 87., 2019, Ottawa. **Proceedings [...]**. [S. l.]: ICOLD, 2019.

MARTÍNEZ-ARANDA, S. **Efficient Simulation Tools (EST) for sediment transport in geomorphological shallow flows**. 2021. 286 f. Tese (Doutorado em Filosofia) – Universidade de Zaragoza, Zaragoza, 2021.

MARTÍNEZ-ARANDA, S.; FERNÁNDEZ-PATO, J.; GARCÍA-NAVARRO, P. **Modelling shear-induced pore pressure and solid phase segregation in contractive-dilatative unsteady mud/debris flows**. Versão 4415086. Rochester, NY: [s. n.], 2023.

MARTÍNEZ-ARANDA, S.; MURILLO, J.; GARCÍA-NAVARRO, P. A GPU-accelerated Efficient Simulation Tool (EST) for 2D variable-density mud/debris flows over non-uniform erodible beds. **Engineering Geology**, [s. l.], v. 296, p. 106462, jan. 2022.

MARTÍNEZ-ARANDA, S.; MURILLO, J.; GARCÍA-NAVARRO, P. A robust two-dimensional model for highly sediment-laden unsteady flows of variable density over

movable beds. **Journal of Hydroinformatics**, [s. l.], v. 22, n. 5, p. 1138–1160, set. 2020.

MARTÍNEZ-ARANDA, S.; MURILLO, J.; MORALES-HERNÁNDEZ, M.; GARCÍA-NAVARRO, P. Novel discretization strategies for the 2D non-Newtonian resistance term in geophysical shallow flows. **Engineering Geology**, [s. l.], v. 302, p. 106625, jun. 2022.

MASE, G. T.; MASE, G. E. **Continuum mechanics for engineers**. 2. ed. Boca Raton: CRC Press, 1999. 377 p.

MCDUGALL, S. 2014 Canadian Geotechnical Colloquium: Landslide runout analysis — current practice and challenges. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 54, n. 5, p. 605–620, maio 2017.

MCDUGALL, S. **A new continuum dynamic model for the analysis of extremely rapid landslide motion across complex 3D terrain**. 2006. 253 f. Tese (Doutorado em Filosofia) – Universidade da Colúmbia Britânica, Vancouver, 2006.

MCDUGALL, S.; HUNGR, O. A model for the analysis of rapid landslide motion across three-dimensional terrain. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 41, n. 6, p. 1084–1097, dez. 2004.

MCGREGOR, M.; NEWMAN, P.; LÓPEZ, A. Hydraulic dewatered stacking – developing strategies for Brownfield applications at Mogalakwena, South Africa. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE, 27., 2023, Vancouver. **Proceedings [...]**. Vancouver: University of British Columbia Library, 2023. p. 1573–1586.

MCKINNON, M.; HUNGR, O.; MCDUGALL, S. Dynamic analyses of Canadian landslides. *In*: CANADIAN CONFERENCE ON GEOHAZARDS, 4., 2008. **Proceedings [...]**. Québec: Canadian Geotechnical Society, 2008. p. 20–24.

MELO, L. P. R. de. **Análise comparativa de metodologias de previsão de inundação decorrente da ruptura de barragens de rejeitos: caso hipotético da Barragem Tico-Tico**. 2013. 183 f. Dissertação (Mestrado em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2013.

MENEZES, D. de; FREITAS, V.; OLIVEIRA, A. C.; FABIANI, C.; VALE, V. L. do. Modelagem de fluxo hiperconcentrado na ruptura hipotética de pilha de resíduo industrial. *In*: SIMPÓSIO NACIONAL DE MECÂNICA DOS FLUIDOS E HIDRÁULICA, 1., 2022, Ouro Preto. **Anais [...]**. Brasília: ABRHidro, 2022. p. 1–10.

MESSRS, G. H. H. L.; L'HÉRITTEAU, G.; PENMAN, A. D. M.; WAHLER, W. A. **Manual on tailings dams and dumps**. ICOLD Bulletin 45. Training document. Toronto: International Commission on Large Dams, 1982. 237 p.

MINEBRIDGE. **Muk3D**. Versão 2021.1.1. Calgary: MineBridge Software, 2021.

- MOCKUS, V. Design hydrographs. *In*: SOIL CONSERVATION SERVICE. **Hydrology**. Washington: U.S. Department of Agriculture, 1972. (National Engineering Handbook, v. 630).
- MOCZO, P.; KRISTEK, J.; GÁLIS, M. Rheological models of a continuum. *In*: MOCZO, P.; KRISTEK, J.; GÁLIS, M. **The finite-difference modelling of earthquake motions: waves and ruptures**. New York: Cambridge University Press, 2014.
- MOFFITT, K. **Mine waste dump instability**. 2000. 97 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade da Colúmbia Britânica, Vancouver, 2000.
- MOHR, O. Welche Umstände bedingen die Elastizitätsgrenze und den Bruch eines Materials?. **Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure**, [s. l.], v. 44, n. 45, p. 1524–1530, 1900.
- MOON, N.; PARKER, M.; BOSHOFF, H. J. J.; CLOHAN, D. Advances in non-Newtonian dam break studies. *In*: INTERNATIONAL SEMINAR ON PASTE AND THICKENED TAILINGS, 22., 2019, Cape Town. **Proceedings [...]**. Perth: Australian Centre for Geomechanics, 2019. p. 165–172.
- MORGENSTERN, N. R.; PRICE, V. E. The analysis of the stability of general slip surfaces. **Géotechnique**, [s. l.], v. 15, n. 1, p. 79–93, mar. 1965.
- MORRISON, K. F. (org.). **Tailings management handbook: a life-cycle approach**. Englewood: Society for Mining, Metallurgy & Exploration, 2022. 1004 p.
- MUGUET, E.; SILVA, R. Evaluation of theoretical liquefaction of compacted tailings piles based on the state parameter approach: a case study. *In*: ROCSCIENCE INTERNATIONAL CONFERENCE, 1., 2022. **Proceedings [...]**. Laiden: Taylor & Francis, 2022. p. 241–248.
- MULARZ, S.; RYBICKI, S. Subgrade and dump deformations caused by dumping of mine waste. **Engineering Geology**, [s. l.], v. 11, n. 3, p. 189–200, set. 1977.
- MURILLO, J.; GARCÍA-NAVARRO, P. Augmented versions of the HLL and HLLC Riemann solvers including source terms in one and two dimensions for shallow flow applications. **Journal of Computational Physics**, [s. l.], v. 231, n. 20, p. 6861–6906, ago. 2012a.
- MURILLO, J.; GARCÍA-NAVARRO, P. Wave Riemann description of friction terms in unsteady shallow flows: Application to water and mud/debris floods. **Journal of Computational Physics**, [s. l.], v. 231, n. 4, p. 1963–2001, fev. 2012b.
- NAEF, D.; RICKENMANN, D.; RUTSCHMANN, P.; MCARDELL, B. W. Comparison of flow resistance relations for debris flows using a one-dimensional finite element simulation model. **Natural Hazards and Earth System Sciences**, [s. l.], v. 6, n. 1, p. 155–165, fev. 2006.

NAGHETTINI, M. **Engenharia de Recursos Hídricos**. . Belo Horizonte: Departamento de Engenharia Hidráulica e Recursos Hídricos, 1999. 252 p.

NASH, J. K. T. L. Report on the stability of Aberfan Tip No. 7. *In*: WELSH OFFICE. **A selection of technical reports submitted to the Aberfan Tribunal**. Londres: Her Majesty's Stationery Office, 1969. p. 83–88.

NATIONAL RESEARCH COUNCIL. **Selecting a methodology for delineating mudslide hazard areas for the National Flood Insurance Program**. Research findings. Washington: National Academy of Sciences, 1982. 35 p.

NATURAL RESOURCES CONSERVATION SERVICE. Flood routing. *In*: NATURAL RESOURCES CONSERVATION SERVICE. **Hydrology**. Washington: U.S. Department of Agriculture, 2014. (National Engineering Handbook, v. 630).

NATURAL RESOURCES CONSERVATION SERVICE. Hydrologic soil-cover complexes. *In*: NATURAL RESOURCES CONSERVATION SERVICE. **Hydrology**. Washington: U.S. Department of Agriculture, 2004. (National Engineering Handbook, v. 630).

NATURAL RESOURCES CONSERVATION SERVICE. Time of concentration. *In*: NATURAL RESOURCES CONSERVATION SERVICE. **Hydrology**. Washington: U.S. Department of Agriculture, 2010. (National Engineering Handbook, v. 630).

NEEDS, M.; ELMER, R. **Dewatered/filtered tailings stacks: best practice and common challenges**. [S. l.], 2022. Disponível em: <https://www.youtube.com/watch?v=DnEUTmxhet4>. Acesso em: 22 dez. 2022.

NETO, J. P. F. **Estudo da liquefação estática em rejeitos e aplicação de metodologia de análise de estabilidade**. 2009. 154 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Geotécnica) – Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2009.

O'BRIEN, J. S. **Physical processes, rheology and modeling of mud flows**. 1986. 155 f. Tese (Doutorado em Filosofia) – Universidade do Estado do Colorado, Fort Collins, 1986.

O'BRIEN, J. S.; JULIEN, P. Y. Physical properties and mechanics of hyperconcentrated sediment flows. *In*: SPECIALTY CONFERENCE, 1984, Logan. **Delineation of landslide, flash flood, and debris flow hazards in Utah**. Logan: Utah State University, 1985. p. 260–279.

OLDECOP, L. A.; RODARI, G. J. Unsaturated mine tailings disposal. **Soils and Rocks**, [s. l.], n. 3, jul. 2021.

OLSON, S. M. **Liquefaction analysis of level and sloping ground using field case histories and penetration resistance**. 2001. 546 f. Tese (Doutorado em Filosofia) – Universidade de Illinois em Urbana-Champaign, Urbana, 2001.

OLSON, S. M.; STARK, T. D. Liquefied strength ratio from liquefaction flow failure case histories. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 39, n. 3, p. 629–647, jun. 2002.

OLSON, S. M.; STARK, T. D. Yield strength ratio and liquefaction analysis of slopes and embankments. **Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering**, [s. l.], v. 129, n. 8, p. 727–737, ago. 2003.

PAILHA, M.; POULIQUEN, O. A two-phase flow description of the initiation of underwater granular avalanches. **Journal of Fluid Mechanics**, [s. l.], v. 633, p. 115–135, ago. 2009.

PASTOR, M.; HERREROS, I.; FERNÁNDEZ MERODO, J. A.; MIRA, P.; HADDAD, B.; QUECEDO, M.; GONZÁLEZ, E.; ALVAREZ-CEDRÓN, C.; DREMPETIC, V. Modelling of fast catastrophic landslides and impulse waves induced by them in fjords, lakes and reservoirs. **Engineering Geology**, [s. l.], v. 109, p. 124–134, jan. 2009.

PASTOR, M.; QUECEDO, M.; FERNÁNDEZ MERODO, J. A.; HERREROS, M. I.; GONZÁLEZ, E.; MIRA, P. Modelling tailings dams and mine waste dumps failures. **Géotechnique**, [s. l.], v. 52, n. 8, p. 579–591, out. 2002.

PASTOR, M.; TAMAGNINI, C. (org.). **Numerical modelling in geomechanics**. Londres: Kogan Page Science, 2004. 342 p.

PIERSON, T. C.; COSTA, J. E. A rheologic classification of subaerial sediment-water flows. *In*: COSTA, J. E.; WIECZOREK, G. F. (org.). **Debris Flows/Avalanches**. [S. l.]: Geological Society of America, 1987. v. 7, p. 0.

PIMENTA, P. de M. **Fundamentos da Mecânica dos Sólidos e das Estruturas**. São Paulo: USP, 2006. 388 p.

PINHEIRO, M. C. **Diretrizes para elaboração de estudos hidrológicos e dimensionamentos hidráulicos em obras de mineração**. Porto Alegre: ABRH, 2011. 308 p.

PINTO, C. de S. **Curso básico de Mecânica dos Solos em 16 aulas**. 2. ed. São Paulo: Oficina de Textos, 2006. 367 p.

PIRULLI, M. **Numerical modelling of landslide runout: a continuum mechanics approach**. 2005. 204 f. Tese (Doutorado em Engenharia Geotécnica) – Instituto Politécnico de Turim, Turim, 2005.

PIRULLI, M.; BARBERO, M.; MARCHELLI, M.; SCAVIA, C. The failure of the Stava Valley tailings dams (Northern Italy): numerical analysis of the flow dynamics and rheological properties. **Geoenvironmental Disasters**, [s. l.], v. 4, n. 1, p. 3, jan. 2017.

PIRULLI, M.; BRISTEAU, M.-O.; MANGENEY, A.; SCAVIA, C. The effect of the earth pressure coefficients on the runout of granular material. **Environmental Modelling &**

Software, [s. l.], v. 22, n. 10, Modelling, computer-assisted simulations, and mapping of dangerous phenomena for hazard assessment, p. 1437–1454, out. 2007.

PITEAU ASSOCIATES ENGINEERING. **Investigation and design of mine dumps**. Interim guidelines. Victoria: Ministry of Energy, Mines and Petroleum Resources, 1991. 177 p.

POULOS, S. J.; CASTRO, G.; FRANCE, J. W. Liquefaction evaluation procedure. **Journal of Geotechnical Engineering**, [s. l.], v. 111, n. 6, p. 772–792, jun. 1985.

POULOS, S. J.; ROBINSKY, E. I.; KELLER, T. O. Liquefaction resistance of thickened tailings. **Journal of Geotechnical Engineering**, [s. l.], v. 111, n. 12, p. 1380–1394, dez. 1985.

POULSEN, B.; KHANAL, M.; RAO, A. M.; ADHIKARY, D.; BALUSU, R. Mine overburden dump failure: a case study. **Geotechnical and Geological Engineering**, [s. l.], v. 32, n. 2, p. 297–309, abr. 2014.

PROGRAMA DAS NAÇÕES UNIDAS PARA O MEIO AMBIENTE; PRINCÍPIOS PARA O INVESTIMENTO RESPONSÁVEL; CONSELHO INTERNACIONAL DE MINERAÇÃO E METAIS. **Padrão global da indústria para a gestão de rejeitos**. Global standard. [S. l.]: PNUMA; PRI; ICMM, 2020. 42 p.

PUDASAINI, S. P.; FISCHER, J.-T. A mechanical model for phase separation in debris flow. **International Journal of Multiphase Flow**, [s. l.], v. 129, p. 103292, ago. 2020.

QGIS.ORG. **QGIS Geographic Information System**. Versão 3.28.11. QGIS Geographic Information System, 2023.

RAI, R.; SINGH, V. K.; SINGH, S.; MAJI, V. B. Failure investigation of internal dragline dump slope - A case study. *In*: ASIAN REGIONAL CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND GEOTECHNOLOGICAL ENGINEERING, 16., 2019, Taipei. **Proceedings [...]**. [S. l.]: ISSMGE, 2019. p. 14–18.

RANA, N. M.; GHARAMANI, N.; EVANS, S. G.; MCDOUGALL, S.; SMALL, A.; TAKE, W. A. Catastrophic mass flows resulting from tailings impoundment failures. **Engineering Geology**, [s. l.], v. 292, p. 106262, out. 2021.

RANKINE, W. J. M. On the stability of loose earth. **Philosophical Transactions of the Royal Society of London**, [s. l.], v. 147, p. 9–27, dez. 1857.

RAUTER, M.; TUKOVIĆ, Ž. A finite area scheme for shallow granular flows on three-dimensional surfaces. **Computers & Fluids**, [s. l.], v. 166, p. 184–199, abr. 2018.

REYNOLDS, O. On the dilatancy of media composed of rigid particles in contact. **The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science**, [s. l.], v. 20, n. 127, p. 469–481, dez. 1885.

RIBEIRO, V. Q. F. **Proposta de metodologia para avaliação do efeito de rupturas de estruturas de contenção de rejeitos**. 2015. 267 f. Dissertação (Mestrado em Geotecnia e Transportes) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2015.

RICHARDS, B. G.; COULTHARD, M. A.; TOH, C. T. Analysis of slope stability at Goonyella Mine. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 18, n. 2, p. 179–194, maio 1981.

RICKENMANN, D. **Bedload transport capacity of slurry flows at steep slopes**. 1990. 249 f. Tese (Doutorado em Ciências Técnicas) – Domínio dos Institutos Federais de Tecnologia da Suíça, Zurique, 1990.

RICKENMANN, D. Empirical relationships for debris flows. **Natural Hazards: Journal of the International Society for the Prevention and Mitigation of Natural Hazards**, [s. l.], v. 19, n. 1, p. 47–77, 1999.

RICKENMANN, D. Runout prediction methods. *In*: JAKOB, M.; HUNGR, O. **Debris-flow hazards and related phenomena**. Nova York: Springer, 2005. p. 305–324.

RISSOLI, A. L. C.; PEREIRA, G. S.; FERREIRA, D. B.; MENDES, A. J. C. Analysis of the compaction behaviour of iron ore filtered tailings on dry stacks. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE, 27., 2023, Vancouver. **Proceedings [...]**. Vancouver: University of British Columbia Library, 2023. p. 891–903.

ROBERT MCNEEL & ASSOCIATES. **Rhinoceros 3D**. Versão 7. Miami: TLM Inc., 2023.

ROBERTSON, P. K.; MELO, L. de; WILLIAMS, D. J.; WILSON, G. W. **Relatório do painel de especialistas sobre as causas técnicas do rompimento da Barragem I do Córrego do Feijão**. Expert panel report. [S. l.: s. n.], 2019. 77 p.

ROCHA, F. F.; BRASIL, L. S. S.; LOPES, C.; COELHO, L. C. Critérios técnicos para realização de estudos de ruptura de barragens de rejeito. *In*: SEMINÁRIO DE GESTÃO DE RISCOS E SEGURANÇA DE BARRAGENS DE REJEITOS, 2., 2017, Belo Horizonte. **Anais [...]**. Rio de Janeiro: CBDB, 2017. p. 1–19.

ROSENGREN, K.; SIMMONS, J.; MACONOCHIE, A. P.; SULLIVAN, T. Geotechnical investigations for open pit mines—250 m and beyond. *In*: BOWEN BASIN SYMPOSIUM, 3., 2010, Mackay. **Proceedings [...]**. Queensland: Geological Society of Australia, 2010. p. 169–179.

SALIBA, A. P. M. **Uma nova abordagem para análise de ruptura por galgamento de barragens homogêneas de solo compactado**. 2009. 120 f. Tese (Doutorado em Meio Ambiente, Saneamento e Recursos Hídricos) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2009.

SÁNCHEZ-PERALTA, J. A.; BELTRÁN-RODRÍGUEZ, L. N.; TRUJILLO-VELA, M. G.; LARRAHONDO, J. M. Flows of liquefied filtered tailings: laboratory-scale physical

and numerical modeling. **International Journal of Civil Engineering**, [s. l.], v. 18, n. 4, p. 393–404, abr. 2020.

SASSA, K. Geotechnical model for the motion of landslides. *In*: INTERNATIONAL SYMPOSIUM ON LANDSLIDES, 5., 1988, Lausanne. **Proceedings [...]**. Rotterdam: A. A. Balkema, 1988. p. 37–55.

SASSA, K.; DANG, K. TXT-tool 0.081-1.1: Landslide dynamics for risk assessment. *In*: SASSA, K.; TIWARI, B.; LIU, K.-F.; MCSAVENEY, M.; STROM, A.; SETIAWAN, H. (org.). **Landslide Dynamics: ISDR-ICL Landslide Interactive Teaching Tools : Volume 2: Testing, Risk Management and Country Practices**. Cham: Springer International Publishing, 2018. p. 1–79.

SASSA, K.; FUKUOKA, H.; SCARASCIA-MUGNOZZA, G.; EVANS, S. Earthquake-induced-landslides: distribution, motion and mechanisms. **Soils and Foundations**, [s. l.], v. 36, p. 53–64, jan. 1996.

SASSA, K.; FUKUOKA, H.; WANG, G.; ISHIKAWA, N. Undrained dynamic-loading ring-shear apparatus and its application to landslide dynamics. **Landslides**, [s. l.], v. 1, n. 1, p. 7–19, mar. 2004.

SASSA, K.; FUKUOKA, H.; WANG, G.; WANG, F. Undrained stress-controlled dynamic-loading ring-shear test to simulate initiation and post-failure motion of landslides. *In*: SASSA, K.; FUKUOKA, H.; WANG, F.; WANG, G. (org.). **Progress in Landslide Science**. Berlin, Heidelberg: Springer, 2007. p. 81–98.

SASSA, K.; WANG, G. hui. Mechanism of landslide-triggered debris flows: liquefaction phenomena due to the undrained loading of torrent deposits. *In*: JAKOB, M.; HUNGR, O. (org.). **Debris-flow Hazards and Related Phenomena**. Berlin, Heidelberg: Springer, 2005. (Springer Praxis Books). p. 81–104.

SAVAGE, S. B. Gravity flow of cohesionless granular materials in chutes and channels. **Journal of Fluid Mechanics**, [s. l.], v. 92, n. 1, p. 53–96, maio 1979.

SAVAGE, S. B. The mechanics of rapid granular flows. *In*: HUTCHINSON, J. W.; WU, T. Y. (org.). **Advances in Applied Mechanics**. [S. l.]: Elsevier, 1984. v. 24, p. 289–366.

SAVAGE, S. B.; HUTTER, K. The motion of a finite mass of granular material down a rough incline. **Journal of Fluid Mechanics**, [s. l.], v. 199, p. 177–215, fev. 1989.

SCHAEFFER, D. G. Instability in the evolution equations describing incompressible granular flow. **Journal of Differential Equations**, [s. l.], v. 66, n. 1, p. 19–50, jan. 1987.

SCHEIDEGGER, A. E. On the prediction of the reach and velocity of catastrophic landslides. **Rock mechanics**, [s. l.], v. 5, n. 4, p. 231–236, dez. 1973.

- SHAKESBY, R. A.; WHITLOW, J. R. Failure of a mine waste dump in Zimbabwe: causes and consequences. **Environmental Geology and Water Sciences**, [s. l.], v. 18, n. 2, p. 143–153, set. 1991.
- SHAN, T.; ZHAO, J. A coupled CFD-DEM analysis of granular flow impacting on a water reservoir. **Acta Mechanica**, [s. l.], v. 225, n. 8, p. 2449–2470, ago. 2014.
- SHIELDS, A. **Application of similarity principles and turbulence research to bed-load movement**. California Institute of Technology Publication No. 167. Experiment findings. Pasadena: Soil Conservation Service, 1936. 47 p.
- SHREVE, R. L. The Blackhawk Landslide. *In*: SHREVE, R. L. (org.). **The Blackhawk Landslide**. [S. l.]: Geological Society of America, 1968. v. 108, p. 0.
- SIDDLE, H. J.; WRIGHT, M. D.; HUTCHINSON, J. N. Rapid failures of colliery spoil heaps in the South Wales Coalfield. **Quarterly Journal of Engineering Geology**, [s. l.], v. 29, n. 2, p. 103–132, maio 1996.
- SILVA, J. P. S.; CARVALHO, J. V. de A.; WAGNER, A. C.; CACCIARI, P. P.; CONSOLI, N. C. On the mechanics of filtered compacted consolidated and overconsolidated iron ore tailings at high pressures. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], jun. 2023.
- SINGH, V. P. **Dam breach modeling technology**. Dordrecht: Springer Netherlands, 1996. (Water Science and Technology Library). v. 17
- SKEMPTON, A. W. The pore-pressure coefficients A and B. **Géotechnique**, [s. l.], v. 4, n. 4, p. 143–147, dez. 1954.
- SNOW, R. E. Overview of tailings management. *In*: MORRISON, K. F. (org.). **Tailings management handbook: a life-cycle approach**. Englewood: Society for Mining, Metallurgy & Exploration, 2022. p. 41–64.
- SOUZA NETO, E. A. de; PERIĆ, D.; OWEN, D. R. J. **Computational methods for plasticity: theory and applications**. Chichester, West Sussex, UK: Wiley, 2008. 791 p.
- STEPANEK, M.; MCALPINE, H. F. Landslide Dams at Clinton Creek. *In*: CANADIAN SYMPOSIUM ON GEOTECHNIQUE AND NATURAL HAZARDS, 1., 1992. **Proceedings [...]**. Vancouver: BiTech Publishers, 1992. p. 291–298.
- TAKAHASHI, T. **Debris flow: mechanics, prediction, and countermeasures**. 2. ed. Boca Raton: CRC Press, 2014. 551 p.
- TERZAGHI, K. **Die berechnung der durchlassigkeitzifer des tones aus dem verlauf der hydrodynamischen spannungserscheinungen**. Viena: Akademie der Wissenschaften, 1923.
- TERZAGHI, K. **Theoretical Soil Mechanics**. Nova York: John Wiley & Sons, 1943. 510 p.

TERZAGHI, K.; PECK, R. B.; MESRI, G. **Soil Mechanics in engineering practice**. 3rd eded. New York: Wiley, 1996. 549 p.

TORO, E. F. **Riemann solvers and numerical methods for fluid dynamics: a practical introduction**. 3. eded. Berlin Heidelberg: Springer, 2009. 724 p.

TORO, E. F. **Shock-capturing methods for free-surface shallow flows**. Chichester; Nova York: John Wiley, 2001. 309 p.

TRESCA, H. E. **Mémoire sur l'écoulement des corps solides**. [S. l.]: Imprimerie impériale, 1869. 178 p.

TRUJILLO-VELA, M. G.; GALINDO-TORRES, S. A.; ZHANG, X.; RAMOS-CAÑÓN, A. M.; ESCOBAR-VARGAS, J. A. Smooth particle hydrodynamics and discrete element method coupling scheme for the simulation of debris flows. **Computers and Geotechnics**, [s. l.], v. 125, p. 103669, set. 2020.

TRUJILLO-VELA, M. G.; RAMOS-CAÑÓN, A. M.; ESCOBAR-VARGAS, J. A.; GALINDO-TORRES, S. A. An overview of debris-flow mathematical modelling. **Earth-Science Reviews**, [s. l.], v. 232, p. 104135, set. 2022.

TUCCI, C. E. M. **Hidrologia: ciência e aplicação**. 4. ed. Porto Alegre: UFRGS, 2022. 944 p.

ULRICH, B. Practical thoughts regarding filtered tailings. *In*: INTERNATIONAL SEMINAR ON PASTE AND THICKENED TAILINGS, 22., 2019, Cape Town. **Proceedings [...]**. Perth: Australian Centre for Geomechanics, 2019. p. 71–79.

ULRICH, B.; COFFIN, J. Considerations for tailings facility design and operation using filtered tailings. *In*: INTERNATIONAL SEMINAR ON PASTE AND THICKENED TAILINGS, 16., 2013, Belo Horizonte. **Proceedings [...]**. Perth: Australian Centre for Geomechanics, 2013. p. 201–210.

VARGAS, C. C.; CAMPOMANES, G. P. Practical experience of filtered tailings technology in Chile and Peru: an environmentally friendly solution. **Minerals**, [s. l.], v. 12, n. 7, p. 889, jul. 2022.

VARNES, D. J. Slope movement types and processes. *In*: SCHUSTER, R. L.; KRIZEK, R. J. (org.). **Landslides, analysis and control**. Washington: National Academy of Sciences, 1978. (Special report - Transportation Research Board, National Research Council; 176).

VILLAVICENCIO, G.; ESPINACE, R.; PALMA, J.; FOURIE, A.; VALENZUELA, P. Failures of sand tailings dams in a highly seismic country. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 51, n. 4, p. 449–464, abr. 2014.

VOELLMY, A.; ROCH, A. Über die Zerstörungskraft von Lawinen. **Schweizerische Bauzeitung**, [s. l.], v. 72, n. 15, p. 212–217, abr. 1955.

VON MISES, R. Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand. **Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen, Mathematisch-Physikalische Klasse**, [s. l.], v. 1913, p. 582–592, 1913.

WAGNER, A. C.; DE SOUSA SILVA, J. P.; DE AZAMBUJA CARVALHO, J. V.; CEZAR RISSOLI, A. L.; CACCIARI, P. P.; CHAVES, H. M.; SCHEUERMANN FILHO, H. C.; CONSOLI, N. C. Mechanical behavior of iron ore tailings under standard compression and extension triaxial stress paths. **Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering**, [s. l.], v. 15, n. 7, p. 1883–1894, jul. 2023.

WAHL, T. L. **Prediction of embankment dam breach parameters: a literature review and needs assessment**. DSO-98-004. Dam safety research report. Denver: U.S. Bureau of Reclamation, 1998. 59 p.

WAHLER, W. A. A perspective – mine waste disposal structures – mine dumps, and mill and plant impoundments. *In*: PANAMERICAN CONFERENCE ON SOIL MECHANICS AND FOUNDATION ENGINEERING, 6., 1979, Lima. **Proceedings [...]**. Lima: ISSMGE, 1979. p. 132–152.

WALDER, J. S.; IVERSON, R. M.; GODT, J. W.; LOGAN, M.; SOLOVITZ, S. A. Controls on the breach geometry and flood hydrograph during overtopping of noncohesive earthen dams. **Water Resources Research**, [s. l.], v. 51, n. 8, p. 6701–6724, ago. 2015.

WALSH, A.; MCDUGALL, S.; EVANS, S. G.; TAKE, W. A. Effect of upstream dam geometry on peak discharge during overtopping breach in noncohesive homogeneous embankment dams; implications for tailings dams. **Water Resources Research**, [s. l.], v. 57, n. 12, p. e2020WR029358, 2021.

WANG, G.; SASSA, K. Pore-pressure generation and movement of rainfall-induced landslides: effects of grain size and fine-particle content. **Engineering Geology**, [s. l.], v. 69, n. 1, p. 109–125, abr. 2003.

WANG, F.; SASSA, K. Relationship between grain crushing and excess pore pressure generation of sandy soils in ring-shear tests. *In*: ISRM INTERNATIONAL SYMPOSIUM, 2000, Melbourne. **Proceedings [...]**. [S. l.]: OnePetro, 2000. p. 87–96.

WANG, F.; SASSA, K. Ring-shear tests on sliding surface liquefaction behavior of sandy soils. **Annual Report of Disaster Prevention Research Institute**, [s. l.], v. 41, n. B-1, p. 245–260, 1998.

WEATHERWAX, T. W.; KIPARA, A. Paste operations training at Barrick's Bulyanhulu Gold Mine. *In*: INTERNATIONAL SEMINAR ON PASTE AND THICKENED TAILINGS, 13., 2009, Toronto. **Proceedings [...]**. Perth: Australian Centre for Geomechanics, 2010. p. 41–50.

WHITE, T.; MITCHELL, A.; WHITTALL, J.; MCDUGALL, S. Waste dump failure runout analyses: applying improved empirical correlation methods to waste dump datasets. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON TAILINGS AND MINE WASTE,

27., 2023, Vancouver. **Proceedings [...]**. Vancouver: University of British Columbia Library, 2023. p. 131–141.

WILLIAMS, G. M. J. Inquiry into the Aberfan disaster. *In*: WELSH OFFICE. **A selection of technical reports submitted to the Aberfan Tribunal**. Londres: Her Majesty's Stationery Office, 1969. p. 91–118.

WINGROVE, T.; ROBINSON, G.; ASLUND, R.; HARTSHORNE, B. Former Clinton Creek asbestos mine. *In*: INTERNATIONAL CONFERENCE ON MINE CLOSURE, 6., 2011, Alberta. **Proceedings [...]**. Cranfield: Cranfield University, 2011. p. 489–499.

WOLMAN, M. G.; LEOPOLD, L. B. **River flood plains: sobre observations on their formation**. Geologic Survey Professional Paper 282-C. Research findings. Washington: U.S. Department of the Interior, 1957. 107 p.

ZECH, Y.; SOARES-FRAZÃO, S.; SPINOWINE, B.; LE GRELLE, N. Dam-break induced sediment movement: Experimental approaches and numerical modelling. **Journal of Hydraulic Research**, [s. l.], v. 46, n. 2, p. 176–190, mar. 2008.

ZEGERS, G.; MENDOZA, P. A.; GARCES, A.; MONTSERRAT, S. Sensitivity and identifiability of rheological parameters in debris flow modeling. **Natural Hazards and Earth System Sciences**, [s. l.], v. 20, n. 7, p. 1919–1930, jul. 2020.

ZHANG, Y.; CHEN, J.; TAN, C.; BAO, Y.; HAN, X.; YAN, J.; MEHMOOD, Q. A novel approach to simulating debris flow runout via a three-dimensional CFD code: a case study of Xiaojia Gully. **Bulletin of Engineering Geology and the Environment**, [s. l.], v. 80, n. 7, p. 5293–5313, jul. 2021.

ZHENG, H.; SHI, Z.; KAITNA, R.; ZHAO, F.; DE HAAS, T.; HANLEY, K. J. Control mechanisms of pore-pressure dissipation in debris flows. **Engineering Geology**, [s. l.], v. 317, p. 107076, maio 2023.

ZHOU, G. G. D.; NG, C. W. W. Dimensional analysis of natural debris flows. **Canadian Geotechnical Journal**, [s. l.], v. 47, n. 7, p. 719–729, jul. 2010.

APÊNDICE A – Modos de falha de pilhas de mineração

Os modos de falha de pilhas de mineração podem ser divididos em rupturas na fundação e no maciço. Do ponto de vista do comportamento do escoamento, Hungr (2017, p. 164-166) cita cinco tipos de mecanismos de falha, indicados na Tabela 39 e pormenorizados a seguir.

Tabela 39 – Modos de falha de pilhas de mineração

Rupturas na fundação		Rupturas no maciço	
Ruptura no pé	<i>Toe failure, toe spreading, yielding toe</i>	Ruptura em lasca	<i>Sliver failure, edge slumping, crest slumping, surface failure</i>
Ruptura na base	<i>Basal failure, basal translation, basal sliding, planar sliding</i>	Escorregamento rotacional no maciço	<i>Rotational embankment failure, circular arc, creep</i>
Escorregamento rotacional na fundação	<i>Rotational foundation failure, compound foundation failure, circular arc</i>		

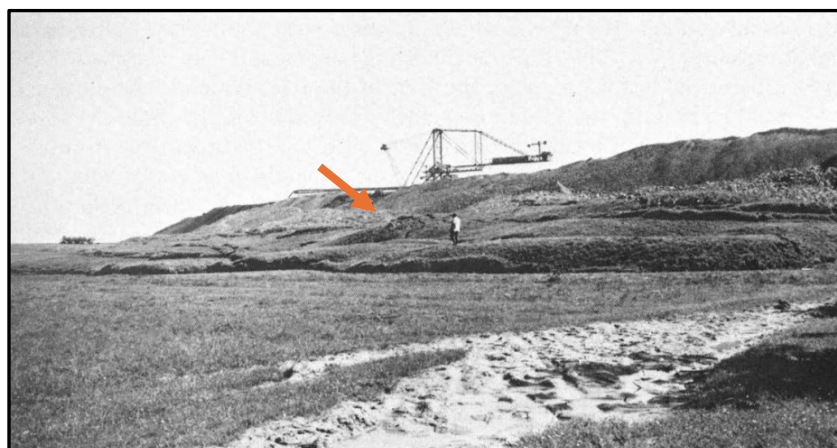
Fonte: Adaptada de Piteau Associates Engineering (1991, p. 78-79) e Hungr (2017, p. 164-166)

Ruptura no pé

A ruptura no pé (em inglês *toe failure, toe spreading* ou *yielding toe*) é causada pelo deslocamento do material próximo ao contato do talude com a superfície do terreno. Suas principais causas são a presença de solos com capacidade de suporte insuficiente na fundação; o material da fundação ter elevada poropressão; ou a pilha ter sido construída sobre declividades elevadas (Piteau Associates Engineering, 1991).

A primeira causa foi listada como a principal deflagradora de uma ampla ruptura de pé de uma pilha de material de decapeamento de minério na Polônia na década de 1970, ilustrada na Figura 62. Mularz e Rybicki (1977, p. 196-199), ao analisarem campanhas geológico-geotécnicas e registros fotográficos capturados ao longo do evento notaram que, devido ao excesso de carregamento e à baixa capacidade de suporte da fundação de material argiloso, a pilha cedeu por ruptura no pé. Em particular, esse evento derivou de uma série de abaixamentos deflagrados ao longo de vários meses; o constante carregamento da pilha levou a deslocamentos horizontais que ultrapassavam 10 metros por dia.

Figura 62 – Fotografia da ruptura no pé da pilha de deposição de material de decapeamento de minério na Polônia, na década de 1970



Fonte: Mularz; Rybicki (1977, p. 193)

Outro exemplo de destaque refere-se à ruptura das porções norte e sul de uma pilha de rejeitos em Yukon (Canadá), em 1974. Ao discorrer sobre as falhas passadas e em andamento de estruturas na região do curso d'água Wolverine Creek, Stepanek e McAlpine (1992) mencionam uma pilha de rejeitos onde uma das áreas ativamente instáveis seria localizada próximo ao pé da pilha, à porção sul.

A ruptura no pé pode mobilizar cunhas (do inglês *wedges*). Nesse mecanismo, uma cunha ativa, a montante, dentro do maciço da pilha, impulsiona para jusante uma cunha passiva, delimitada pela fundação. Esse tipo de mobilização pode ser enquadrado como outro tipo de ruptura, diferente da ruptura no pé, como indicado por autores como Blight (1981) e Piteau Associates Engineering (1991).

A mobilização por cunhas foi um fenômeno visto nas rupturas das pilhas de material de decapeamento de minério em Goonyella (Austrália), na década de 1970 (Richards; Coulthard; Toh, 1981) e em dezembro de 2009, na Índia (Poulsen *et al.*, 2014). Ambos os trabalhos citam o movimento bilinear das cunhas como dois blocos rígidos, definidos por superfícies planares de ruptura. A retroanálise da ruptura da pilha indiana feita por Poulsen *et al.* (2014) foi comentada no subitem 3.6.5.

Dentre as falhas de fundação que ocasionam grandes deslocamentos, Hungr (2017) enquadra a ruptura no pé como a mais comum. Devido à potencialidade do envolvimento de toda a pilha, o autor menciona que o comportamento dinâmico dessa

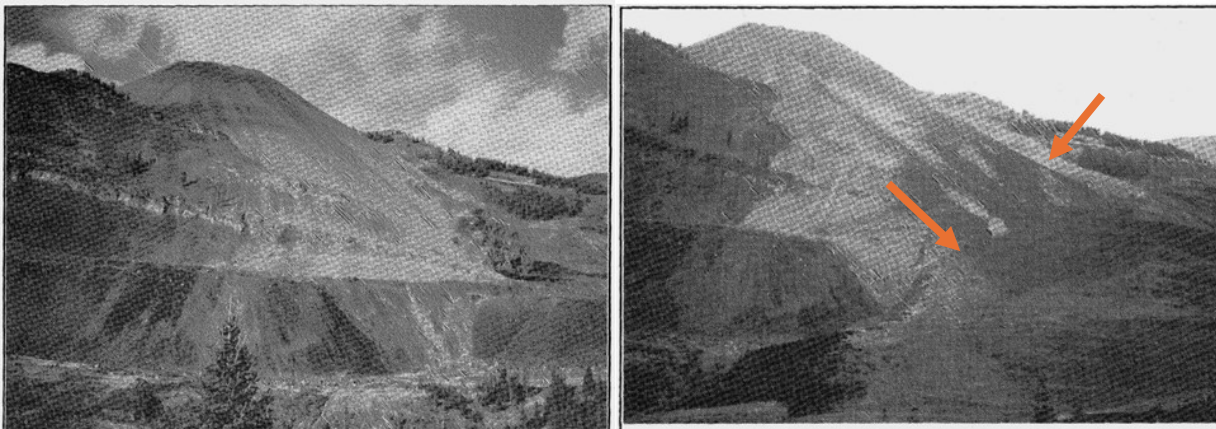
falha depende, primordialmente, da possibilidade de liquefação tanto na fundação, quanto no interior da pilha.

Ruptura na base

A ruptura na base (em inglês *basal failure*, *base translation*, *basal sliding* ou *planar sliding*) é denotada, majoritariamente, pelo escorregamento translacional da pilha ao longo de uma superfície de pouca resistência da fundação (Hungr, 2017, p. 165).

Um dos exemplos de rupturas na base em pilhas de estéril proveniente da mineração de carvão, dentre os casos canadenses ilustrados em Broughton (1992, p. A-43), trata-se da combinação de uma ruptura no pé com uma ruptura planar ao longo do contato da pilha com a fundação. As altas taxas de carregamento durante os meses de inverno, juntamente com a presença de solos contráteis na fundação, levaram à limitada capacidade de dissipação de poropressão na fundação e à ruptura da pilha ao longo de sua base, ilustrada na Figura 63. Devido à configuração confinada da pilha, a velocidade do escoamento proveniente do deslizamento ultrapassou 100 km/h.

Figura 63 – Fotografia da ruptura na base da pilha de deposição de estéril no Canadá, em 1989



Fonte: Broughton (1992, p. A-44)

Escorregamento rotacional da fundação

O escorregamento rotacional da fundação (em inglês *rotational foundation failure*, *compound foundation failure* ou *circular arc*) envolve uma superfície de ruptura curvilínea que se estende do maciço até a fundação da pilha. Dentre possíveis razões,

podem ser listadas a baixa resistência dos solos da fundação e as altas poropressões nos solos dessa região (Piteau Associates Engineering, 1991, p. 81).

Um exemplo de escorregamento rotacional que passou pela fundação de uma pilha de mineração foi aquela ocorrida na pilha Abercynon, em Cilfynydd (País de Gales), em dezembro de 1939. Siddle, Wright e Hutchinson (1996, p. 116) e Bentley, Davies e Gallup (1998, p. 278) explicitam as falhas rotacionais do maciço até a fundação da pilha; a natureza do escoamento pós-ruptura sugere um fenômeno de liquefação, embora não mencionado pelos autores.

Figura 64 – Fotografia da ruptura da pilha Abercynon, em dezembro de 1939



Fonte: Bentley; Davies; Gallup (1998, p. 274)

Gu *et al.* (1998) e Dawson, Morgenstern e Stokes (1998) analisaram, dentre falhas de outras estruturas, a ruptura da pilha de estéréis de Greenhills Cougar 7 (Canadá), ocorrida em maio de 1992. Os autores investigaram a superfície de ruptura, que passava pela fundação da pilha, majoritariamente composta por solos coluvionares. Também no Canadá, Stepanek e McAlpine (1992, p. 294) e Wingrove *et al.* (2011, p. 490) mencionam a ruptura de uma pilha de estéril próxima ao córrego Clinton Creek ocorrida em 1974. Outro exemplo de escorregamento rotacional na fundação de uma pilha de resíduos de mineração é mencionado em Rai *et al.* (2019, p. 17), em uma falha ocorrente na Índia em dezembro de 2018.

Ruptura em lasca

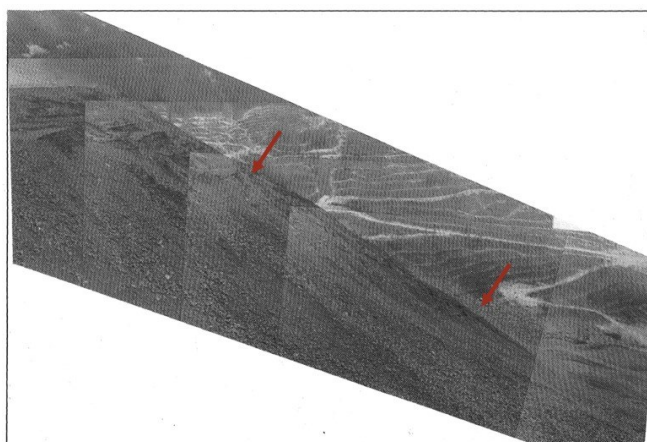
A ruptura em lasca (em inglês, *sliver failure*, *edge slumping*, *crest slumping* ou *surface failure*) é um modo de falha do maciço caracterizado por superfícies mobilizadas de baixa profundidade, que não se estendem à fundação e que envolvem a translação

paralela à face da pilha do material mobilizado, geralmente próxima à crista da pilha (Piteau Associates Engineering, 1991, p. 77).

O principal desencadeador de rupturas em lasca é a superinclinação do talude da pilha (Broughton, 1992, p. 26; Rosengren *et al.*, 2010, p. 170). Essa superinclinação pode ser uma combinação de dois fatores: a taxa e maneira de carregamento, geralmente pela disposição de resíduos paralela aos contornos topográficos (Moffitt, 2000, p. 7); e a presença de finos, cuja coesão aparente, originária da sucção no contato entre partículas, pode desencadear poropressões negativas (Hungry, 2017, p. 162).

Esses dois fatores foram desencadeadores de uma série de rupturas em lasca no Canadá, em 1986, como ilustradas na Figura 65. Adicionalmente, eventos pluviométricos de baixa intensidade incrementaram o grau de saturação dos finos durante a escavação, transporte e disposição na pilha, o que aumentou o peso específico dos estéreis (Broughton, 1992, p. A-69).

Figura 65 – Fotografia da ruptura de lasca da pilha de deposição de estéril no Canadá, em 1986



Fonte: Broughton (1992, p. A-71)

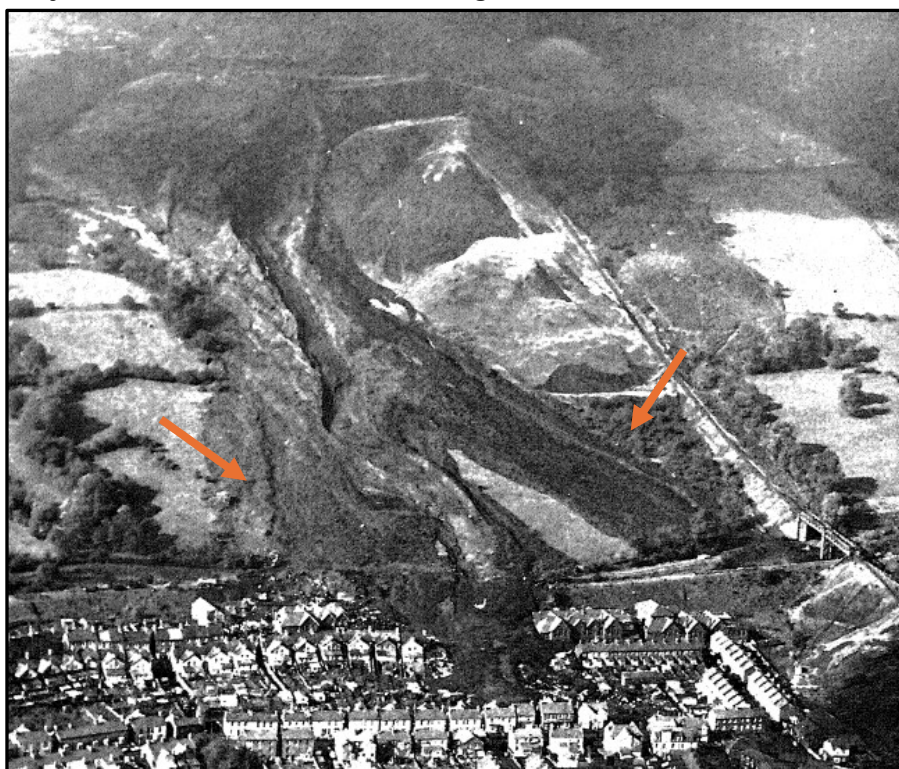
Escorregamento rotacional do maciço

Por último, o escorregamento rotacional do maciço (em inglês *rotational embankment failure, circular arc* ou, por vezes, *creep*) possui características e fatores contribuintes para a instabilidade similares para o escorregamento na fundação; entretanto, a instabilidade é restrita aos materiais que compõem a pilha (Piteau Associates Engineering, 1991, p. 82).

Alguns dos mais famosos casos de ruptura de empilhamentos no mundo foram aqueles ocorridas em Abercynon e Aberfan (País de Gales), em dezembro de 1939, novembro de 1944, novembro de 1963, novembro de 1964 e outubro de 1966 (Bishop *et al.*, 1969; Williams, 1969). Tratava-se de um conjunto de pilhas de codisposição de estéril e rejeito que, nas datas mencionadas, sofreram liquefação estática devido à saturação e baixa compacidade dos materiais granulares dispostos.

Enquanto o último evento foi o mais devastador em termos de volume mobilizável, como ilustra a Figura 66, escorregamentos rotacionais que ocorreram em pelo menos algumas das datas precedentes auxiliaram na instabilidade do evento principal. Nash (1969) explica que, como em um evento de escorregamento rotacional, as partículas de solo ficam alinhadas na direção da superfície de ruptura, a continuação da disposição de estéréis e rejeitos na pilha levou a movimentos intermitentes ao longo da superfície rotacional, que contribuiu para a instabilidade.

Figura 66 – Fotografia do escoamento proveniente da ruptura da pilha de codisposição de rejeitos e estéréis em Aberfan; fotografia datada de outubro de 1966



Fonte: Bishop *et al.* (1969, p. 33)

Outro exemplo de escorregamento rotacional confinado no maciço de uma pilha de rejeitos ocorreu em Harare (Zimbábue), em janeiro de 1978. Shakesby e Whitlow

(1991, p. 145-146) listaram cinco fatores para a ruptura da pilha: precipitações intensas, que reduziram a resistência dos taludes da pilha; alta inclinação desses taludes, acima de 38°; falta de drenagem interna; topografia local, que permitiu o acúmulo de água próximo a um dos taludes; e a propriedade física dos rejeitos, com flutuações na resistência ao cisalhamento devido à variação nas poropressões ao longo dos ciclos de umedecimento e secagem na pilha.

Ainda, outra ruptura aparentemente associada com o escorregamento rotacional do maciço se refere à ruptura da estrutura de rejeitos Las Palmas, em Penciahue (Chile), em fevereiro de 2010. Abalos sísmicos na região de Maule levaram à falha de quatro estruturas de rejeito (Cortés, 2021, p. 1); a estrutura de Las Palmas, originalmente uma barragem de contenção de rejeitos de minério de ouro, estava inativa há 12 anos. A inatividade dessa barragem fez com que os rejeitos se consolidassem de maneira similar ao de uma pilha de rejeitos, de maneira que a análise do escoamento proveniente da ruptura da barragem pudesse ser comparável ao proveniente da ruptura de uma pilha de rejeitos filtrados (Liu; McLeod, 2023, p. 1385).

Os fenômenos provenientes do escoamento dessa ruptura foram citados no subitem 3.6.5. Fotografias tiradas após a ruptura, replicadas na Figura 67, indicam a quase verticalidade da porção mais próxima à superfície (Liu; McLeod, 2023, p. 1388), correspondente à zona menos saturada dos rejeitos. A liquefação estática acarretada pelos eventos sísmicos foi agravada pela entrada de água subterrânea próximo ao pé do maciço (Villavicencio *et al.*, 2014, p. 456). Retroanálises da ruptura executadas por Gebhart (2016) e Aswathi, Jakka e Frost (2022) pelo método do equilíbrio limite detalharam o sequenciamento de falha dos alteamentos existentes na estrutura.

Figura 67 – Fotografias da cunha de ruptura da estrutura de rejeitos Las Palmas; fotografia datada de março de 2010



Fonte: Bray e Frost (2010, p. 218)

Os cinco mecanismos de falha das pilhas de mineração mencionados auxiliam na estimativa do volume potencialmente mobilizável, assim como nas escolhas das ferramentas de análise de estabilidade geotécnica requeridas e de locais para programas de instrumentação para pilhas de mineração (Piteau Associates Engineering, 1991, p. 77). Uma vez determinado o modo de falha mais provável, a mobilidade do escoamento pode ser estimada com base na avaliação dos potenciais mecanismos de propagação de massa, mencionados no Apêndice B.

APÊNDICE B – Mecanismos de propagação da massa mobilizada

Enquanto a maioria dos modos de falha são associados às geometrias da pilha e da fundação e à taxa de dissipação da poropressão, todos são associados à perda de resistência ao cisalhamento do solo. Segundo Hungr (2017, p. 167), para pilhas de estéril, esse decréscimo de resistência é associado a cinco possíveis mecanismos de propagação da ruptura, listados na Tabela 40 e explicados a seguir.⁶⁰

Tabela 40 – Mecanismos de propagação de massa iniciais de pilhas de mineração

Mecanismos de propagação de massa iniciais		Mecanismos de propagação potenciais	
Escorregamento	<i>Sliding</i>	Liquefação da superfície escorregada	<i>Sliding surface liquefaction</i>
Escoamento granular	<i>Granular flow</i>	Carregamento rápido não drenado	<i>Undrained rapid loading</i>
Liquefação estática e dinâmica	<i>Earthquake and spontaneous liquefaction</i>		

Fonte: Adaptada de Hungr (2017, p. 167-170)

Escorregamento

O escorregamento (do inglês *sliding*) ocorre majoritariamente em superfícies de ruptura ou zonas de relativamente baixa espessura, atreladas a intensas atividades cisalhantes (Cruden; Varnes, 1996, p. 56; Hungr, 2017, p. 167).

Durante o escorregamento, o movimento do material mobilizado não ocorre simultaneamente em toda a superfície de ruptura final – frequentemente, fraturas na massa de solo são inicialmente visíveis, sobre as quais a principal forma do deslizamento ocorre (Cruden; Varnes, 1996, p. 56). Um exemplo de uma ruptura de pilha de estéril cujo fenômeno de propagação de massa foi o escorregamento é descrito em Blight (2010, p. 491-492), ilustrado na Figura 68.

⁶⁰ A tradução para estes mecanismos foi derivada primordialmente de Highland e Bobrowsky (2008).

Figura 68 – Superfície final escorregada proveniente de uma ruptura de pilha de estéril



Fonte: Blight (2010, p. 491)

Devido à superfície de ruptura dos escorregamentos ser geralmente fina e discreta, esses fenômenos são associados a materiais granulares ou argilas rijas. Pela propriedade de dilatância atrelada a esses materiais, mencionada no subitem 3.3.3, a perda de resistência se dá através da perda de coesão.

Escoamento granular

O escoamento granular (do inglês *granular flow*) ocorre principalmente em frentes recentemente depositadas de resíduos de pilhas e são relacionadas com as rupturas em lasca e no pé. A perda de resistência é limitada e, conseqüentemente, o alcance do escoamento é reduzido (Hungr, 2017, p. 167-168).

Em análises dinâmicas, a simulação do escoamento proveniente de escoamentos pode ser realizada utilizando o conceito do ângulo de atrito dinâmico, mencionado no subitem 3.1.2.

Liquefação estática e dinâmica

A liquefação, seja estática ou dinâmica, é atrelada à rápida perda de resistência ao cisalhamento sob condições não drenadas em solos em condições saturadas ou quase saturadas. À exceção das falhas em lasca, a liquefação é atrelada a todos os modos de falha de pilhas de mineração (Hungr, 2017, p. 168) mencionados no Apêndice A. O fenômeno da liquefação foi descrito detalhadamente no subitem 3.3.4.

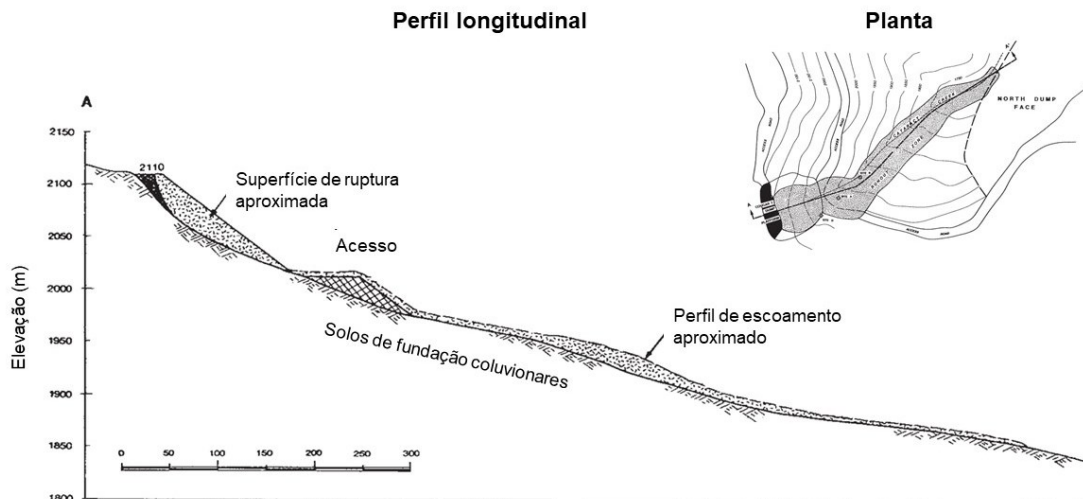
A ruptura da pilha de Aberfan (País de Gales), mencionada no Apêndice A, levou à liquefação dos rejeitos e estéreis constituintes da pilha. A velocidade de escoamento

média foi estimada em, no mínimo, 24 km/h (Williams, 1969, p. 100); como explicado no item 5.7, a mistura do material com a água gerou incremento da poropressão e da manutenção da mobilidade do escoamento.

Outro exemplo de estrutura de rejeitos liquefeita foi Las Palmas (Chile), também citada no Apêndice A. Villavicencio *et al.* (2014) mencionam a emergência de escoamento subterrâneo logo após o fechamento da estrutura, que contribuiu para a saturação basal dos rejeitos e a posterior ruptura. Por meio de modelagem dinâmica, Cortés (2021) estimou velocidades de escoamento na ordem de 6,3 m/s, ou 22,7 km/h.

Os casos analisados por Gu *et al.* (1998) e Dawson, Morgenstern e Stokes (1998) discorrem sobre a liquefação estática originada da ruptura da pilha de Greenhills Cougar 7 (Canadá). O incremento da poropressão que originou a liquefação ocorreu, dentre outras razões, por uma camada de materiais arenosos de baixa permeabilidade depositados no talude da pilha, que impediram a drenagem livre do escoamento subsuperficial. A planta e o perfil da ruptura apresentado pelos autores são indicadas na Figura 69.

Figura 69 – Planta com mancha de inundação e perfil do escoamento proveniente da ruptura da pilha de Greenhills Cougar 7



Fonte: Dawson; Morgenstern; Stokes (1998, p. 334)

Pode-se categorizar os dois próximos mecanismos de propagação de massa mobilizável – liquefação da superfície escorregada e carregamento rápido não drenado – como mecanismos potenciais, uma vez que o modo de falha e a superfície

de ruptura já devem ter sido delineados e o escoamento geofísico já deve ter sido iniciado.

Nesse contexto, um instrumento que possibilita a medição de propriedades importantes durante o movimento da massa mobilizável – inclusive na ocorrência da liquefação da superfície escorregada e durante o carregamento rápido não drenado – é denominado *undrained dynamic-loading ring-shear apparatus* (UDRA). Em publicações de deslizamentos, esses aparelhos são frequentemente referenciados pela sigla da instituição que foram originados: DPRI (do inglês *Disaster Prevention Research Institute*) e ICL (do inglês *International Consortium on Landslide*).

As características e aplicações das primeiras versões do UDRA foram apresentadas em simpósios internacionais de deslizamentos em 1984, 1988 e 1992 (Sassa *et al.*, 2004). De maneira geral, todas as versões do aparelho consistem em uma caixa circular que recebe amostras de solos provenientes da superfície escorregada. A aplicação cíclica de forças normais e tangenciais à amostra de solo permite a simulação simultânea de carregamentos por impacto e por torção, assim como acontece em escoamentos geofísicos. Ademais, a manutenção de condições não drenadas do aparelho permite a medição da evolução da poropressão, além da medição da evolução do comportamento por cisalhamento (Sassa *et al.*, 2007; Sassa; Dang, 2018; Loi; Jayakody; Sassa, 2023).

Liquefação da superfície escorregada

A *liquefação da superfície escorregada* (do inglês *sliding surface liquefaction*) difere-se da liquefação estática ou dinâmica à medida em que ela requer uma distância mobilizada previamente à sua ativação. Adicionalmente, a liquefação da camada escorregada pode envolver materiais incompletamente saturados, com graus de saturação tão baixos quanto de 70% (Hunggr, 2017, p. 168), e estruturas de solo com densidades consideráveis (Sassa *et al.*, 1996, p. 60).

O conceito da liquefação da superfície escorregada originou-se a partir das observações do UDRA em amostras de solo provenientes de superfícies deslizantes após o terremoto de Nikawa (Japão). Sassa *et al.* (1996) analisaram a possibilidade de a liquefação ter causado a significativa extensão do escoamento geofísico –

entretanto, poropressões negativas foram geradas antes da ruptura da amostra. A explicação obtida foi o fenômeno da liquefação na própria superfície deslizante, que causa o esmagamento de grãos (do inglês *grain crushing*) ao longo da superfície e, conseqüentemente, a diminuição da dilatância para valores negativos.⁶¹

Outro exemplo importante de experimentos realizados no UDRA se relaciona com o potencial de deslizamento em terrenos com declividades diferentes. Wang e Sassa (1998) ensaiaram amostras de solos arenosos provenientes de deslizamentos com liquefação da superfície escorregada. O comportamento dos solos sob altas taxas de cisalhamento levou a uma resposta na poropressão mais acentuada para solos com declividades mais suaves (de 15°) em relação às declividades mais acentuadas (de 25°) em condições idênticas de permeabilidade. Essa observação sugere que, sob circunstâncias semelhantes, mobilidades mais acentuadas são esperadas em terrenos de declividade mais suaves – o incremento de tensões de cisalhamento que agem na superfície deslizante são maiores em declividades menores.

Carregamento rápido não drenado

Enquanto os quatro mecanismos de propagação mencionados causam a propagação da massa mobilizada até uma certa distância, o *carregamento rápido não drenado* (do inglês *rapid undrained loading*) permite mobilizações adicionais. Esse fenômeno está atrelado a solos saturados no caminho da massa mobilizada; no seu percurso a jusante, as tensões totais aumentam devido ao movimento, mas a tensão efetiva permanece reduzida (Hungry, 2017, p. 170). O carregamento rápido não drenado está relacionado ao coeficiente de poropressão introduzido por Bishop (1954) e Skempton (1954); seus efeitos são similares aos de forças sísmicas agindo em um talude (Sassa; Wang, 2005, p. 82).

O carregamento rápido não drenado permite explicar vários escoamentos geofísicos de alta mobilidade. Hutchinson (1970) e Hutchinson e Bhandari (1971) analisaram um escoamento na cidade de Kent (Inglaterra), onde os altos níveis de poropressão na porção anterior do escoamento permitiram o escoamento em inclinações tão baixas quanto 3°. Collins e Reid (2020) avaliaram um deslizamento em Washington (Estados

⁶¹ A influência do esmagamento dos grãos na dilatância e na poropressão podem ser consultados em Wang e Sassa (2000).

Unidos), e concluíram que o carregamento não drenado da camada aluvionar a jusante contribuiu para a alta mobilidade do escoamento geofísico.

O carregamento rápido não drenado facilitou a grande mobilização da ruptura de Aberfan (País de Gales) de outubro de 1966 (Hungr, 1981, p. 94). Nesse evento, mencionado no Apêndice A, o escoamento geofísico que procedeu a altas velocidades foi precedido de abaixamentos relativamente lentos, que se desenvolveram na noite anterior à ruptura. No dia da ruptura, o excesso de poropressão levou à aceleração do escoamento mesmo em declividades do terreno 7 graus inferior ao ângulo de atrito interno (Hungr, 1981, p. 277).⁶²

Os cinco mecanismos de propagação de massa mencionados ajudam na estimativa da mobilidade de escoamentos geofísicos. O carregamento rápido não drenado, por exemplo, pode ser esperado quando há solos saturados e fofos a jusante da massa mobilizada e condições climáticas desfavoráveis, o que incrementa o potencial de erosão e arrastamento de partículas do fenômeno (Sassa; Wang, 2005, p. 101; Hungr, 2017, p. 180). A liquefação da superfície escorregada possui uma relação com o esmagamento de grãos e a alta mobilidade de deslizamentos (Wang; Sassa, 1998, p. 245); como mencionado no subitem 3.3.4, pilhas de rejeito sem controle de disposição e com alturas significativas são mais susceptíveis à liquefação. Por fim, mecanismos de propagação iniciais auxiliam em modelagens de escoamentos geofísicos na escolha correta do modelo constitutivo e das variáveis de entrada utilizadas.

⁶² Na investigação geotécnica que precedeu o evento, Bishop *et al.* (1969, p. 19) descrevem ensaios de cisalhamento direto feitos em amostras residuais no local do evento. Os ângulos de atrito determinados foram entre 39,5° e 41,5° na crista; entre 31° e 33° nos rejeitos, cuja diferença se deu primordialmente devido à baixa permeabilidade; e entre 17,5° e 18,5° em regiões imediatamente adjacentes à superfície de ruptura. Em retroanálises dessa ruptura, supõe-se que o ângulo de atrito aparente, conceito introduzido no subitem 3.3.3, seja ainda menor, uma vez que a redução dos efeitos de poropressão faz com que as magnitudes sejam significativamente menores (Hungr, 2017, p. 179).